Государственный комитет РСФСР по делам науки и высшей школы

ЛЕНИНГРАДСКИЙ ГОСУДАРСТВЕННЫЙ ТЕХНИЧЕСКИЙ УНИВЕРСИТЕТ

В.В.Фетисов, Г.А.Давидчук

МАШИНЫ ПОСТОЯННОГО ТОКА СРЕДНЕЙ И БОЛЬШОЙ МОЩНОСТИ

Учебное пособие

Санкт-Петербург 1992

УДК 621.313

Машины постоянного тока средней и большой мощности: Учеб. пособие /В.В.Фетисов, Г.А.Давидчук; Ленинградский гос. тех. ун-т. Л., 1992. 100 с.

Проводится оценка зависимости предельной мощности машин постоянного тока (МПТ) от коммутационных параметров; рассматриваются особенности многоходовых петлевых обмоток, применяемых в МПТ большой мощности. Излагается энергетическая природа искрения под щеткой и детально анализируются современные методы расчета процесса коммутации. Указываются возможные пути повышения коммутационной способности и предельной мощности МПТ.

Учебное пособие составлено для курса "Коллекторные и вентильные электрические машины" и предназначено для студентов специальности "Электромеханика" дневного и вечернего факультетов.

Табл.6. Ил. 38. Библиогр.: 12 назв.

Печатается по решению редакционно-издательского совета Ленинградского государственного технического университета.

Рецензенты: И.Т.Талышинский; В.П.Толкунов.

ВВЕДЕНИЕ

Широкое развитие автоматизации различных отраслей народного хозяйства обуславливает все возрастающее применение машин постоянного тока (МПТ). Такие машины, несмотря на более сложную конструкцию и более высокую стоимость, по сравнению с машинами переменного тока, обладают рядом преимуществ. Это возможность плавного и экономичного регулирования частоты вращения в широких пределах, что обеспечивает преимущественное использование двигателей постоянного тока в регулируемых электроприводах; высокие пусковые, тормозные и перегрузочные вращающие моменты, позволяющие получать хорошие эксплуатационные характеристики при пуске, торможении, реверсе и кратковременных перегрузках; хорошие регулировочные свойства. Они позволяют сравнительно просто осуществить автоматизацию сложных производственных процессов и обеспечить эффективную работу различных систем, например, систем точного электропривода.

Основной тенденцией современного электромашиностроения является неуклонное увеличение мощности крупных МПТ при жестком требовании к их высокой надежности. Так, наибольшая мощность генераторов постоянного тока, выпускаемых ЛПЭО "Электросила", за последние 20 лет возросла с 5000 до 9500 кВт, а мощность двигателей постоянного тока по-вышена до 14000 кВт в одноякорном исполнении.

Увеличение мощности машин в заданных габаритах обеспечивают путем применения новых материалов и достижениями в области расчета, проектирования и технологии изготовления МПТ. Так, создание на базе последних достижений в теории и практике МПТ уточненных методов расчета электромагнитных, тепловых и механических процессов, позволило значительно увеличить электромагнитные нагрузки. С ростом электромагнитных нагрузок МПТ особенно остро встает вопрос о повышении их надежности, которая во многом определяется качеством коммутации. Поэтому в настоящее время интенсивно разрабатываются и совершенствуются методы расчетно-теоретических и экспериментальных исследований коммутации.

Глава I. ФАКТОРЫ, ОГРАНИЧИВАЮЩИЕ МОЩНОСТЬ КРУПНЫХ МАШИН ПОСТОЯННОГО ТОКА

К основным факторам, препятствующим повышению мощности крупных машин постоянного тока, можно отнести следующие: 1) допустимые величины электромагнитных нагрузок; 2) допустимые механические нагрузки; 3) допустимые термические нагрузки (условия нагревания); 4) условия обеспечения надежной коммутации; 5) габаритные ограничения.

Рассмотрим эти факторы более подробно.

I.I. Электромагнитные нагрузки

Электромагнитные нагрузки, т.е. линейная нагрузка якоря A и магнитная индукция $B\delta$ в зазоре, являются важнейшими параметрами электрической машины, характеризующими степень ее использования в электрическом и магнитном отношении. От линейной нагрузки A и магнитной индукции $B\delta$ зависят машинная постоянная Арнольда C_A и коэффициент использования якоря C, для которых можно получить следующее выражение [I].

$$C = 1/C_A = P_{эм}/Da^2 \ell' n = (\pi^2/60)\alpha' A B\delta, \quad (I.I)$$

где $P_{эм}$ - электромагнитная (расчетная) мощность машины; n - частота вращения, об/мин; Da и ℓ' - диаметр и расчетная длина якоря; α' - расчетный коэффициент полюсной дуги.

Из выражения (I.I) видно, что коэффициент использования C характеризует электромагнитный момент, приходящийся на единицу объема якоря, а машинная постоянная C_A - объем якоря, приходящийся на единицу электромагнитного момента.

Согласно (I.I) электромагнитная мощность машины

$$P_{эм} = C Da^2 \ell' n \quad (I.2)$$

Зависимости (I,I) и (I.2) показывают, что коэффициент использования и электромагнитная мощность машины при заданных ее габаритах и частоте вращения возрастают с увеличением линейной нагрузки A и индукции B_δ в зазоре.

Практикой проектирования установлено, что для крупных машин постоянного тока современного исполнения допустимые значения линейной нагрузки A составляют 500 - 600 (700) А/см, а магнитной индукции

B_δ = 1,0 - 1,1 (1,2) Тл. Дальнейшее увеличение электромагнитных нагрузок нецелесообразно по следующим причинам. Повышение линейной нагрузки ведет к ухудшению условий коммутации и к увеличению нагревания обмотки якоря и возможно лишь при одновременном улучшении условий коммутации и системы охлаждения обмотки якоря.

Увеличению индукции в зазоре B_δ препятствует насыщение зубцовой зоны. При повышении расчетной величины индукции в основании зубцов B_{z_3} свыше 2,4 - 2,5 Тл НС зубцов F_z чрезмерно возрастает, что вызывает увеличение расхода меди на обмотку возбуждения, возрастание потерь в ней, а также увеличение размеров всей магнитной системы. Увеличение индукции B_δ возможно лишь в случае применения гладкого якоря (если оно не ограничено другими факторами), а также при частичном или полном отказе от применения электротехнической стали в машине (как например, в машинах с обмотками возбуждения из сверхпроводника).

Коэффициент полюсной дуги α'(1.1) для крупных машин постоянного тока имеет вполне определенное значение, равное 0,7 - 0,75 (0,78). Дальнейшее его увеличение нецелесообразно вследствие того, что оно может привести к ухудшению коммутации машины из-за проникновения в коммутационные зоны поля главных полюсов.

Если подставить указанные величины B_δ, A и α' в выражение (1.1), то для крупных машин постоянного тока предельные значение коэффициента использования C получится равным (6 - 7) кВт/об/мин·м^3, а машинной постоянной C_A ~ (0.14 - 0.17) м^3 кВт/об/мин.

1.2. Механические нагрузки

Механические напряжения в деталях якоря (бандажах, стали сердечника, коллекторных пластинах, нажимных кольцах и др.), как показывает соответствующий анализ, зависят от окружной скорости якоря V_a и коллектора V_K. Поэтому эти величины могут являться приближенными критериями механической прочности якоря. Многочисленные расчеты на прочность показывают ,что для крупных машин постоянного тока допустимые значения окружных скоростей V_a и V_K составляют для якоря 70 - 80 (90) м/с и для коллектора 50 - 60 (70) м/с. При больших окружных скоростях V_K оказывается необходимым по условиям прочности применение коллекторов с бандажными кольцами. Из выражения

$$V_a = \pi D_a n / 60 \qquad (1.3)$$

следует $$D_a \cdot n = 60 V_a / \pi ,$$ (I.4)

т.е. произведение диаметра якоря на его частоту вращения в электрических машинах является величиной ограниченной и определяется условиями механической прочности. При V_a = 80 (90) м/с имеем $D_a n$ = 1500 - 1700 м·об/мин.

Значения диаметра якоря D_a в зависимости от частоты вращения при V_a = 80 м/с приведены в табл. I.I.

Таблица I.I.

Зависимость диаметра якоря от частоты вращения при V_a =80 м/с

n ,об/мин	300	370	400	500	750	1000	1500	3000
D_a , см	500	410	380	300	200	150	100	50

Данные табл.I.I показывают, что при больших частотах вращения условия механической прочности существенным образом ограничивают величину диаметра якоря в машинах постоянного тока.

I.3. Ограничения по условиям нагревания

Нагрев обмотки якоря зависит от величины $j_a A$, которая определяет удельную тепловую нагрузку на поверхности якоря от потерь в меди якоря (иногда эту величину называют "фактором нагрева" якоря). В самом деле, для потерь в пазовой части обмотки якоря

$$P_{мп} = \rho \frac{\ell_a N}{(2a)^2 q_a} I_a^2 , \tag{I.5}$$

где ρ и N - удельное сопротивление меди и полное число проводников обмотки якоря; q_a и $2a$ - поперечное сечение проводника и число параллельных ветвей обмотки якоря; ℓ_a - полная длина якоря.

Подставляя сюда $N I_a / 2a$ из выражения для линейной нагрузки

$$A = N I_a / \pi D_a 2a \tag{I.6}$$

и принимая во внимание, что плотность тока в обмотке якоря

$$j_a = I_a / 2a q_a , \tag{I.7}$$

получим

$$P_{мп} = \rho \pi D_a \ell_a j_a A .$$

Отсюда потери в меди якоря, приходящиеся на единицу его активной поверхности (удельный тепловой поток через боковую поверхность якоря).

$$P_{мп} / \pi D_a l_a = p j_a A. \qquad (1.8)$$

Таким образом, произведение $j_a A$ является важным критерием, характеризующим использование якоря в тепловом отношении.

Для того, чтобы обмотка якоря не перегревалась сверх допустимой в данном классе изоляции температуры необходимо ограничивать величину $j_a A$. Допустимое значение $j_a A$ зависит от класса изоляции и системы охлаждения. Чем более теплостойка применена изоляция и интенсивнее система охлаждения, тем выше допустимое значение $j_a A$.

С увеличением диаметра якоря допустимая величина обычно возрастает из-за некоторого улучшения условий охлаждения якоря.

По данным практики, для крупных машин, имеющих изоляцию класса B, с обычной воздушной системой вентиляции (для тихоходных машин-принудительной, для быстроходных - самовентиляцией) величина $j_a A$ составляет 2700 - 3100 $А^2/мм^2 \cdot см$, что соответствует удельной тепловой нагрузке 0,66 - 0,77 $Вт/см^2$.

Следует отметить, что для прокатных машин допустимый перегрев обмоток, как правило, берется на класс ниже, чем фактически обеспечивает принятая изоляция. Этим достигается возможность увеличения допустимых кратковременных перегрузок, а также повышается надежность работы машин. В таких случаях указанное значение $j_a A$ справедливо и для изоляции класса F

Применение полиамидной изоляции, обладающей повышенной электрической и механической прочностью и позволяющей уменьшить толщину изоляции в пазу, а значит и перепад температуры в ней, дает возможность повысить величину $j_a A$ до значения 3600 - 4300 $А/мм^2 \cdot А/см$. При этом мощность машины при тех же ее габаритах может быть увеличена на 15 - 20%.

В случае применения изоляции класса H увеличение $j_a A$ может оказаться экономически нецелесообразным, особенно для тихоходных машин, вследствие снижения КПД машины из-за увеличения потерь в меди якоря.

1.4. Ограничения по условиям коммутации

Для оценки напряженности коммутации и потенциальных условий на коллекторе машины постоянного тока обычно используют две величины: среднюю реактивную ЭДС $e_{r\,ср} = E_r$ (индекс "ср" обычно опускают) и среднее (или максимальное) напряжение между смежными коллекторными

пластинами $U_{кср}$ ($U_{кмакс}$).

Для обеспечения нормальной коммутации машины средняя реактивная ЭДС не должна превышать определенную величину. Это объясняется тем, что реактивную ЭДС не удается практически полностью скомпенсировать посредством коммутирующей ЭДС, индуктируемой в коммутируемых секциях полем добавочных полюсов, в результате чего и возникает небалансная ЭДС $\Delta e = e_r - e_к$. При этом неполная компенсация может быть как по мгновенным значениям ЭДС, так и по их средним значениям. Небалансная ЭДС может возникнуть вследствие неодинаковости форм кривых реактивной и коммутирующей ЭДС $e_r(t)$ и $e_к(t)$, различия условий коммутации секций, приходящихся на один паз, неодинаковости магнитного поля добавочных полюсов в зонах коммутации из-за магнитной несимметрии машины, несимметричного расположения щеток на коллекторе, различия в притирке щеток и других причин, зависящих от различных технологических отклонений при изготовлении машины.

Небалансная ЭДС Δe так же, как и реактивная e_r, пропорциональна току якоря I_a и частоте вращения n и увеличивается вместе с возрастанием реактивной ЭДС. При определенном (критическом) значении небалансной ЭДС возникает искрение щеток на коллекторе и нормальная работа машины становится невозможной. Таким образом, средняя реактивная ЭДС E_r является основным критерием напряженности коммутации машины.

Практика эксплуатации показала, что для крупных машин постоянного тока, имеющих петлевую или "лягушечью" обмотку, допустимое значение реактивной ЭДС E_r при работе в длительном режиме составляет 8 - 10 (12) В, а при кратковременных перегрузках до 15 - 20 (25) В. При этих значениях E_r посредством регулирования зазоров добавочных полюсов можно обеспечить практически безыскровую коммутацию машины в эксплуатации в режимах 2 - 2,5 - кратных кратковременных перегрузок по току.

Допустимое значение реактивной ЭДС не является величиной неизменной и одинаковой для всех машин, а зависит от многих факторов. С теоретической точки зрения допустимое значение реактивной ЭДС зависит от формы кривой $e_r(t)$, от различия этих кривых для U_n секций паза (при резком различии этих кривых труднее подобрать форму кривой поля добавочных полюсов для обеспечения одинаковых условий коммутации в этих секциях), а также от различия условий размыкания U_n секции паза на завершающем этапе коммутации, когда эти секции могут

иметь различную электромагнитную связь с другими коммутируемыми в этот момент времени секциями различны короткозамкнутыми контурами.

Эти различия в электромагнитных условиях коммутации секций зависят, в свою очередь, от типа якорных обмоток их параметров, допустимых технологических отклонений при изготовлении машины и степени совершенства ее выполнения, механических факторов, влияющих на спокойную работу щеток на коллекторе. Отрицательное влияние механических факторов на коммутацию с увеличением скорости вращения заметно возрастает и поэтому для быстроходных машин при $n \geq 3000$ об/мин допустимое значение реактивной ЭДС уменьшается до 6 - 7 В.

Величина реактивной ЭДС вычисляется по формуле

$$E_r = 2\ell W_c A V_a \xi , \qquad (I.\ldots)$$

где ℓ - длина сердечника якоря без радиальных вентиляционных каналов; W_c - число витков секции обмотки якоря; ξ - средняя результирующая удельная магнитная проводимость коммутируемой секции с учетом ее взаимоиндукции с другими коммутируемыми секциями.

Максимальное или среднее напряжение между смежными коллекторными пластинами является важнейшей величиной, характеризующей потенциальные условия на коллекторе в машинах постоянного тока. Многолетний опыт эксплуатации показал, что напряжение $U_{кмакс}$ (и $U_{кср}$) не должно превосходить определенных значений, так как при больших величинах $U_{кмакс}$ возрастает вероятность возникновения потенциальных дуг между коллекторными пластинами, приводящих к образованию кругового огня на коллекторе. Практикой установлено, что для крупных машин максимальное напряжение $U_{кср}$ не должно превосходить 26-30 В; среднее напряжение $U_{кср}$ при этом не превышает 16 - 18 (20) В.

Допустимое значение $U_{кср}$ ($U_{кмакс}$) зависит от ряда факторов. Например, с увеличением толщины изоляции между коллекторными пластинами $\Delta_{из}$ до 1,2 - 1,5 мм величину $U_{кср}$ можно брать несколько большей. При увеличении глубины продораживания, уменьшении расстояния между щеточными бракетами вероятность возникновения перекрытия по коллектору возрастает и необходимо выбирать меньшие значения $U_{кср}$. Следует избегать также наличия острых кромок у коллекторных пластин и загрязнения изоляционных промежутков и при эксплуатации уделять особое внимание уходу за коллектором и щеточным аппаратом.

В машинах с двухходовыми и трехходовыми петлевыми обмотками якоря максимальное напряжение $U_{кмакс}$ может возрасти из-за пульсаций

этого напряжения, возникающих вследствии неполной симметрии этих обмоток (см. гл. 3). Поэтому для этих обмоток среднее напряжение следует выбирать не большим I6 (I7) В.

Величина среднего и максимального напряжения между смежными коллекторными пластинами определяется выражениями:

$U_{кср} = U \cdot 2P/K$ (I.10) $U_{кмакс} = (U_{кср}/\alpha')K_u = (U2P/\alpha' K)K_u$, (I.II)

где $2p$ - число полюсов машины; K_u - коэффициент искажения поля, представляющий отношение максимальной индукции $B_{\delta макс}$ в воздушном зазоре при нагрузке машины к индукции B_δ при холостом ходе. Для компенсированных машин при полной компенсации реакции якоря. $K_u = I$.

I.5. Габаритные ограничения

Максимальный диаметр якоря определяется условиями его транспортировки и не должен быть больше 4I0 см. Для унификации штампов и инструмента на отечественных электромашиностроительных заводах приняты следующие значения диаметра якоря для крупных машин при $D_a > 100$ см: I20, I50, I80, 2I5, 285, 3I0, 340, 380 и 4I0 см. (последний размер пока не использовался).

В реверсивных двигателях для уменьшения махового момента, снижения времени реверса и повышения производительности приводимых во вращение механизмов рекомендуется по возможности снижать величину диаметра якоря.

Максимальная длина сердечника якоря l_a ограничена возможностями технологии при его изготовлении и составляет на наших заводах I85 см (за рубежом до 200 см.). Кроме того, следует иметь в виду, что с увеличением длины якоря возрастает реактивная ЭДС и ухудшаются условия коммутации, увеличивается неравномерность нагрева обмотки по длине якоря и возрастает опасность повреждения изоляции обмотки за счет неодинакового расширения стали и меди при нагреве.

В автономных установках могут возникать дополнительные габаритные ограничения, вызванные условиями размещения машин в заданных объемах.

Предельная длина коллектора $l_к$ ограничена в быстроходных машинах механической прочностью коллектора и зависит от его окружной скорости $V_к$ и отношения длины к диаметру коллектора $l_к/D_к$ [I]. Если длина коллектора, получаемая из условия размещения щеток на щеточном бракете, оказывается больше предельной, то коллектор выполня-

ется сдвоенным. Для крупных тихоходных машин длина одного коллектора не должна превышать 60 см.

Глава П. ВЛИЯНИЕ КОММУТАЦИОННЫХ ПАРАМЕТРОВ НА ПРЕДЕЛЬНУЮ МОЩНОСТЬ МАШИНЫ

2.I. Зависимость предельной мощности от напряжения между смежными коллекторными пластинами

В крупных машинах падением напряжения в цепи якоря можно пренебречь, и тогда электромагнитная мощность машины, приходящаяся на один якорь, равна электрической мощности на коллекторе

$$P_{эм} = EI_a \approx P_{эл} = UI_a \qquad (2.I)$$

В случае двигателя

$$P_{эл} = P/\eta ,$$

где P и η – номинальная мощность и КПД двигателя.

Для напряжения и тока якоря из (I.6) и (I.I0) имеем выражения:

$$U = U_{кср} K/2P \quad (2.2) \qquad I_a = A\pi D_a \cdot 2a/N \qquad (2.3)$$

Подставления значения U и I_a в (2.I), получим

$$P_{эм} = \frac{\pi}{2} D_a A \frac{U_{кср}}{W_c} \cdot \frac{a}{P} . \qquad (2.4)$$

Отсюда также имеем

$$\frac{P_{эм}}{D_a} = \frac{\pi}{2} A \frac{U_{кср}}{W_c} \frac{a}{P} \qquad (2.5)$$

Из (I.3) следует

$$D_a = 60 V_a/\pi n . \qquad (2.6)$$

Подставляя D_a в (2.4) и умножая все выражение на n, получим

$$P_{эм} \cdot n = 30 V_a A \frac{U_{кср}}{W_c} \cdot \frac{a}{P} . \qquad (2.7)$$

Из полученных выражений следует, что предельная мощность машины при заданном диаметре якоря и выбранных электромагнитных нагрузках зависит от типа якорной обмотки (величины a/P) и допустимого напряжения $U_{кср}$ между смежными коллекторными пластинами. В крупных машинах для увеличения мощности целесообразно применять двухходовую или даже трехходовую обмотку якоря с a/P = 2 или 3, а число витков секции необходимо брать равным единице.

Предельная мощность машины при $U_{кср}$ = I6 (I8) В, A = 600 А,

D_a = 360 см согласно (2.4)

$$P_{эм} = (6000 - 7000)\frac{a}{p} \text{ кВт} \tag{2.4a}$$

При этих данных мощность машины, приходящаяся на единицу длины диаметра,

$$\frac{P_{эм}}{D_a} = (15 - 17)\frac{a}{p} \text{ кВт/см}. \tag{2.5a}$$

Из выражения (2.7) видно, что произведение мощности на скорость вращения в машинах постоянного тока является величиной ограниченной, зависящей от допустимых электромагнитных и механической нагрузок и условий коммутации машины. В связи с этим величину $P_{эм} \cdot n$ называют коэффициентом или показателем предельности машин постоянного тока. При V_a = 80 (90) м/с, A = 600 А/см и $U_{к ср}$ = 16 (18) В показатель предельности

$$P_{эм}\, n = (2,5 - 2,7)\, 10^6 \frac{a}{p} \text{ кВт} \cdot \text{об/мин}. \tag{2.7a}$$

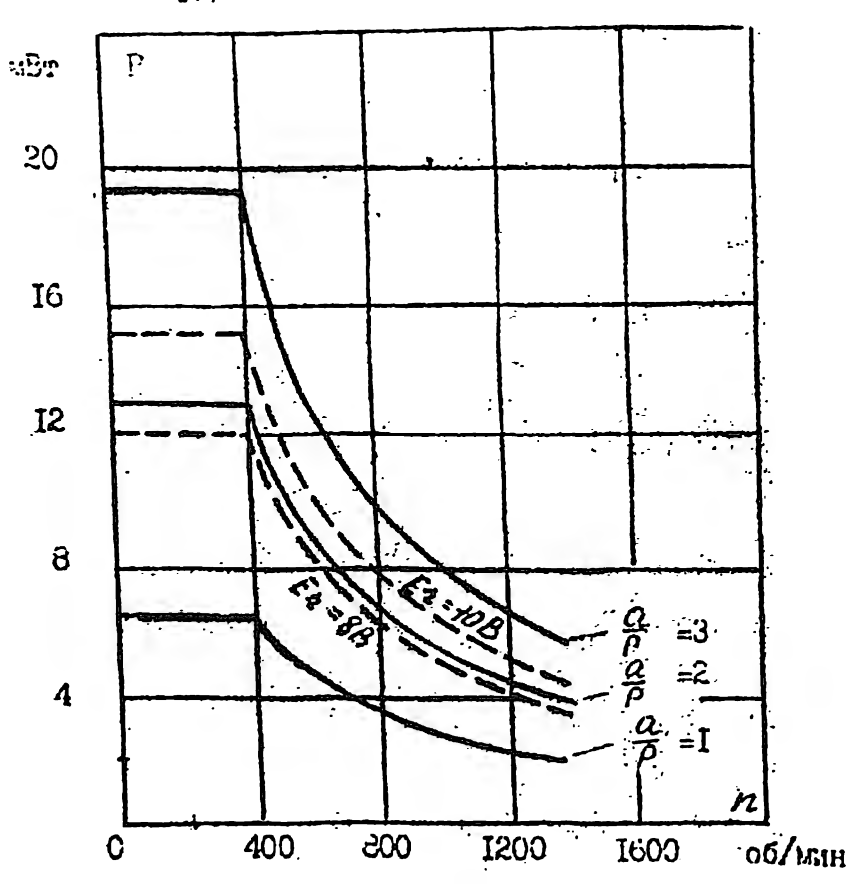


Рис. 2.1. Зависимость предельной мощности МПТ от частоты вращения

Отсюда также следует, что предельная мощность машины постоянного тока изменяется обратно пропорционально ее частоте вращения. Кривые, дающие зависимость предельной мощности машины от частоты вращения для простой (a/p = 1), двухходовой (a/p = 2) и трехходовой петлевой обмоток в случае, когда $P_{эм} n = 2{,}6 \cdot 10^6 \frac{a}{p}$ кВт·об/мин, представлены на рис. 2.1. При частоте вращения менее 400 об/мин при D_a = 360 см. начинает сказываться ограничение по диаметру якоря, который не должен превышать указанную величину. При этом окружная скорость вращения уменьшается и соответственно снижается показатель предельности Вследствие этого предельная мощность машины при низких частотах вращения остается постоянной.

2.2. Зависимость предельной мощности от реактивной ЭДС

Подставляя в формулу (2.1) электромагнитной мощности машины значение ЭДС, индуктированной в обмотке якоря, где полюсное деление

$$E = \frac{N}{a} \cdot \frac{pn}{60} \Phi = \frac{N}{a} \cdot \frac{pn}{60} \alpha' \tau \ell' B\delta,$$

и, учитывая выражение (1.3) и (2.3) ,после несложных преобразований получим

$$P_{эм} = \pi D_a \ell' \alpha' B\delta A V_a. \tag{2.8}$$

В этой формуле величина $\alpha' B\delta A$ представляет собой среднее тяговое усилие $\sigma_т$ (электромагнитная сила, отнесенная к единице поверхности якоря), действующее по касательной к поверхности якоря. Усилие $\sigma_т$, умноженное на величину активной поверхности якоря $\pi D_a \ell'$, представляет собой полную электромагнитную силу, приложенную к якорю. Произведение этой силы на окружную скорость вращения якоря V_a и дает величину электромагнитной мощности машины.

Из выражения реактивной ЭДС (I.9) определим произведение и подставим в формулу (2.8). Тогда получим

$$P_{эм} = \frac{\pi}{2} \alpha' B_\delta D_a \frac{E_r}{W_c \xi_\delta} \quad \frac{\ell'}{\ell} \qquad (2.9)$$

Это выражение и представляет собой зависимость предельной мощности машины от условий коммутации (величины реактивной ЭДС) при отсутствии регулирования частоты вращения. Для двигателей, у которых частота вращения регулируется посредством изменения возбуждения, в формулу (2.9) необходимо ввести поправку. При указанном способе регулирования частота вращения двигателя обратно пропорциональна величине полезного потока. Поэтому можно написать, что

$$n_{макс}/n = \frac{\Phi}{\Phi_{ос}} = \frac{B_\delta}{B_{\delta ос}} = K_\varphi , \qquad (2.10)$$

где K_φ - коэффициент регулирования скорости вращения, показывающий степень ослабления поля возбуждения; Φ, $\Phi_{ос}$ и B_δ, $B_{\delta ос}$ - значения магнитного потока и индукции в зазоре при полном и ослабленном поле возбуждения.

Если рассматривать режим максимальной скорости вращения, то в формуле (2.9) вместо индукции B_δ необходимо подставить величину $B_{\delta ос} = B_\delta / K_\varphi$. Тогда формула (2.9) получает вид

$$P_{эм} = \frac{\pi}{2} \alpha' D_a \frac{B_\delta}{K_\varphi} \frac{E_r}{W_c \xi_\delta} \frac{\ell'}{\ell} \qquad (2.11)$$

Отсюда

$$\frac{P_{эм} K_\varphi}{D_a} = \frac{\pi}{2} \alpha' B_\delta \frac{E_r}{W_c \xi_\delta} \frac{\ell'}{\ell} \qquad (2.12)$$

Подставим в (2.11) значение D_a из (2.6), после преобразований получим

$$P_{эм} \cdot n_{макс} \cdot K_\varphi = 30 \alpha' B_\delta V_a \frac{E_r}{W_c \xi_\delta} \frac{\ell'}{\ell} . \qquad (2.13)$$

Величина $P_{эм} \cdot n_{макс} K_\varphi$ представляет собой показатель предельности для регулируемых двигателей, у которых частота вращения изменяется посредством ослабления поля возбуждения.

В полученных выражениях отношение ℓ'/ℓ из-за наличия радиальных вентиляционных каналов несколько больше единицы и в среднем можно принять его равным 1,18. Величина ξ для крупных машин обычно составляет $(3,5 - 4,0) \cdot 10^{-6}$ Гн/м.

Согласно (2.11) предельная мощность машины, исходя из условия обеспечения надежной коммутации, при $\alpha' = 0,75$, $B_\delta = 1,0$ Тл, $D_a = 3,6$ м, $E_r = 6 - 10$ В, $W_c = 1$ и $\xi = 3,5 \cdot 10^{-6}$ Гн/м оказывается равной

$$P_{эм} = \frac{1}{K_\varphi}(12000 - 15000)\, кВт. \qquad (2.11а)$$

При этом отношение

$$P_{эм} \cdot K_\varphi / D_a = 32 - 40\ кВт/см, \qquad (2.12а)$$

а показатель предельности

$$P_{эм}\, n_{макс} K_\varphi = (5,5 - 7,0)10^6 кВт\ об/мин. \qquad (2.13а)$$

Выражение (2.11) показывает, что предельная мощность регулируемых двигателей тем меньше, чем больше диапазон регулирования частоты вращения.

Зависимости предельной мощности машины от частоты вращения при $K_\varphi = 1$, полученные, согласно (2.13а), из условия обеспечения нормальной коммутации (пунктирные кривые при $E_r = 8$ В, и при $E_r = 10$ В) приведены на рис. 2.1. При $n <$ 400 об/мин вследствие ограничения диаметра якоря величиной 360 см предельная мощность машины с уменьшением n не возрастает, а остается постоянной.

Рассматривая кривые рис. 2.1, можно заключить ,что в случае двухходовой петлевой обмотки предельная мощность машины в первую очередь определяется условием обеспечения нормальной коммутации, а не условием получения необходимой величины $U_{кср}$. Однако для машин, работающих в облегченных режимах (например, с меньшими перегрузками), когда можно допустить большее значение E_r , а также в случае принятия специальных мер, улучшающих коммутацию (например, позволяющих уменьшить величину ξ) кривые $P = f(n)$, построенные, исходя из допустимых значений E_r и $U_{кср}$,сближаются, и предельная мощность в рав-

ной мере зависит как от коммутационных, так и от потенциальных условий на коллекторе. При значениях $E_г$ = 10 В, ζ = 3,5.10^6 Гн/с предельная мощность машины по условию обеспечения коммутации получается равной $P_{эм}$ = 15000 кВт (K_φ = 1), величина $P/D_a K_\varphi$ = 40 кВт/см, показатель предельности

$$P_{эм}\ n_{макс}\ K_\varphi = 7.0\cdot 10^6 \text{ кВт}\cdot\text{об/мин}.$$

Анализ рис. 2.1 показывает, что для дальнейшего повышения предельной мощности МПТ целесообразно применение трехходовых петлевых обмоток с одновременным улучшением условий коммутации.

Для иллюстрации изложенных выше положений в табл. 2.1 приведены основные данные крупных МПТ, изготовленных заводом "Электросила" в различное время, с одно-, двух- и трехходовыми обмотками [2, 3] В таблице приведены также их основные коммутационные параметры и коэффициенты предельности.

Глава Ш. ОСОБЕННОСТИ МНОГОХОДОВЫХ ПЕТЛЕВЫХ ОБМОТОК ЯКОРЕЙ МПТ

3.1. Условия симметрии и условия практического выполнения многоходовых обмоток

Особенности многоходовых петлевых обмоток, применяемых в крупных МПТ, обусловлены тем, что эти обмотки не являются полностью симметричными.

Как известно, условия электрической симметрии обмотки якоря определяются соотношениями:

$$K/a = ц.ч.,\ Z/a = ц.ч.,\ 2P/a = ц.ч. \qquad (3.1)$$

При соблюдении этих условий и симметрии магнитной системы ЭДС параллельных ветвей обмотки якоря в любой момент времени равняются друг другу. При этом каждая из пар параллельных ветвей обмотки состоит из одинакового числа секций и все эти ветви одинаковым образом расположены в магнитном поле. Иначе говоря, многоугольники ЭДС секций (точнее сторон секций), число которых равно a , имеют одинаковое число сторон, и совпадают друг с другом на векторной диаграмме.

Рассмотрим двухходовую петлевую обмотку с числом ходов m = 2 и числом пар параллельных ветвей $a = mp = 2p$. Из выражений (3.1) следует ,что эта обмотка может быть выполнена симметричной при условии K/P = четному числу, Z/P = четному числу. В этом случае

Таблица 2.I

Технические данные крупных машин постоянного тока

Тип машины	P, кВт	U, В	n, об/мин	Z/p	a/p	$P_{макс}K_{\varphi}$ xI0^{6}	$\frac{PK_{\varphi}}{D_a}$	$U_{кср}$, В	E_r, В	Δe, В	$\nu_{оп}$	D_a, см
МП 6300-32	6300	930	32/60	37	I	I,26	46,3	I6,8	I0,7	-	-	340
МП 5700-I50	4200	625	I50/300	26	I	2,52	24,7	I5,8	8,4	-	-	340
ЭТ 450-3000	470/I380	280/480	3000	25	I x)	I,4I/4,I4	8,54/25,I	II,2	8,4	-	-	55
МПС I4000-63	I4000	930	93/90	37	2	I,8	52,7	I6,I	II,8	I,55	I9	380
МП 5600-200	5000	930	300/400	39	2	2,67	26,7	I5,9	I0,9	I,38	I9	250
2МП I4200-200	2x7I00	930	200/400	4I	2	5,68	45,8	I6,6	I0,7	0,93	2I	3I0
2МП I4000-I90	2x6300/5500	930	I90/380/450	4I	2	5,68	40,6/42	I5,I	9,7/I0	I,42	2I	3I0
2МП I7600-I30	2x8800/2x8I00	I000	I30/I85	45	2	2,I3	33,9	I4,8	8,2	I,I4	23	340
ГП 9500-375	9500	930	375	37	2	3,56	27,9	I6,75	8,75	I,72	I9	340
2МП 25000-750	2xI2500 xx)	930	750/790	49	3	I0,4	57,2	I9,0	I4,0	I,44	33	230
МП 8000-300	8000/6000	930	300/400/550	55	3	6,05	44	I6,9	8,6	I,I	37	250
МП 20000-I25 (проект)	20000	I500	I25/I55	4I	3	3,85	60,5	I8,3	II,8	I,58	27	4I0

x) обмотка "лягушечья";

xx) повторно-кратковременный режим работы.

число коллекторных пластин и число секций в обмотке являются четными, а сама обмотка - двухкратнозамкнутой [1, 4, 5] Точки теоретически равного потенциала, принадлежащие к разным ходам этой обмотки, находятся на противоположных сторонах сердечника якоря, в результате чего многоугольники ЭДС сторон секций этих обмоток должны совпадать друг с другом. Для этого необходимо ,чтобы число коллекторных пластин на паз $U_n = K/Z$ было бы равно 1,2 или 4,а частичные шаги секциям $y_1 = \frac{K}{2P} \pm 1$ и $y_2 = 2 - \frac{K}{2P} \pm 1$, т.е. для правоходовой петлевой обмотки шаг y_1 должен быть удлиненным, а для левоходовой - укороченным. При соблюдении этих условий уравнительные соединения 2-го рода будут проходить под сердечником якоря с одной его стороны на другую (рис.3.1), что приводит к усложнению конструкции их. Поэтому симметричные двухходовые петлевые обмотки получили на практике весьма ограниченное применение.

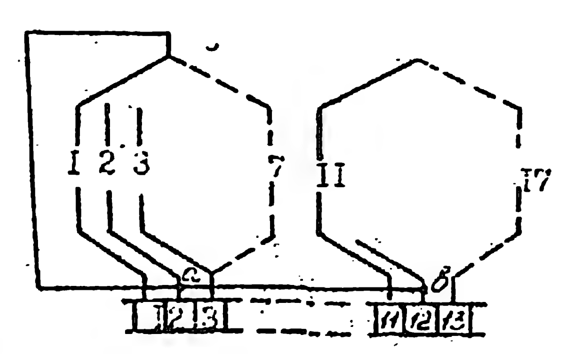


Рис. 3.1. Фрагмент развернутой схемы симметричной двухходовой петлевой обмотки: $m = 2$; $Z = K = 20$; $2p = 4$; $y_1 = 6$; $y_2 = 4$; $y_K = 2$; $\tau = 5$; $y_{n1} = 10$:

ав - уравнитель 1-го рода;

ас - уравнитель 2-го (3-го) рода.

Расположение уравнителей 1-го и 2-го рода с одной стороны якоря является конструктивно более удобным. Для обеспечения этого необходимо, чтобы потенциальный шаг y_n обмотки якоря был бы равен целому числу, не кратному числу ходов обмотки. Отсюда вытекают следующие условия практического выполнения сложных петлевых обмоток:

$$y_n = K/P = \text{ц.ч., не кратному } m,$$
$$Z/P = \text{ц.ч., не кратному } m, \qquad (3.2)$$
$$U_n = K/Z = \text{ц.ч., не кратному } m$$

Из первого условия (3.2) следует, что для случая двухходовой петлевой обмотки потенциальный шаг y_n равен нечетному числу (например, y_n = II) и, следовательно, уравнитель, расположенный со стороны коллектора, соединяет между собой нечетную коллекторную пластину с четной (например, I и I2), что соответствует точкам теоретически равного потенциала, принадлежащих различным ходам обмотки. Такой уравнитель является уравнителем второго рода. Если же взять два последовательных уравнителя с потенциальным шагом $2y_n$ ($2y_n$ = 22), то такие уравнители соединяют между собой точки теоретически равного потенциала (коллекторные пластины I и 23), принадлежащие к одному и тому же ходу обмотки, и образуют, таким образом, уравнитель первого рода.

Сравнивая между собой первое условие симметрии обмотки (3.I) с первым условием ее выполнения (3.2) и учитывая, что для сложной петлевой обмотки $a = mp$, получим

$$\frac{K}{a} = \frac{K}{mp} = \frac{K/P}{m} \neq ц.ч.$$

Это неравенство показывает, что сложные петлевые обмотки, применяемые на практике и удовлетворяющие условиям (3.2), не являются полностью симметричными обмотками. Легко видеть также, что при $m \geq 3$ третье условие симметрии обмотки не выполняется. Поэтому трехходовая петлевая обмотка не может быть вообще выполнена симметричной. Из соотношений (3.2) также следует, что если число пар полюсов P не делится на число ходов, то обмотка является однократнозамкнутой, если же делится на m, то сложная петлевая обмотка распадается на m простых обмоток. Однако можно утверждать, что нет какого-либо различия между однократнозамкнутой и m - кратнозамкнутой сложными петлевыми обмотками и они могут применяться на равных основаниях.

Из сказанного выше следует, что параметры многоходовых петлевых обмоток должны выбираться следующими: для двухходовых обмоток - m = 2; U_n = 3,5; K/P и Z/P равными нечетным числам; для трехходовых обмоток m 3; U_n = 2, 4; K/P и Z/P некратными 3 и, как будет показано в дальнейшем, Z/P должно быть нечетным числом, а K/P четным.

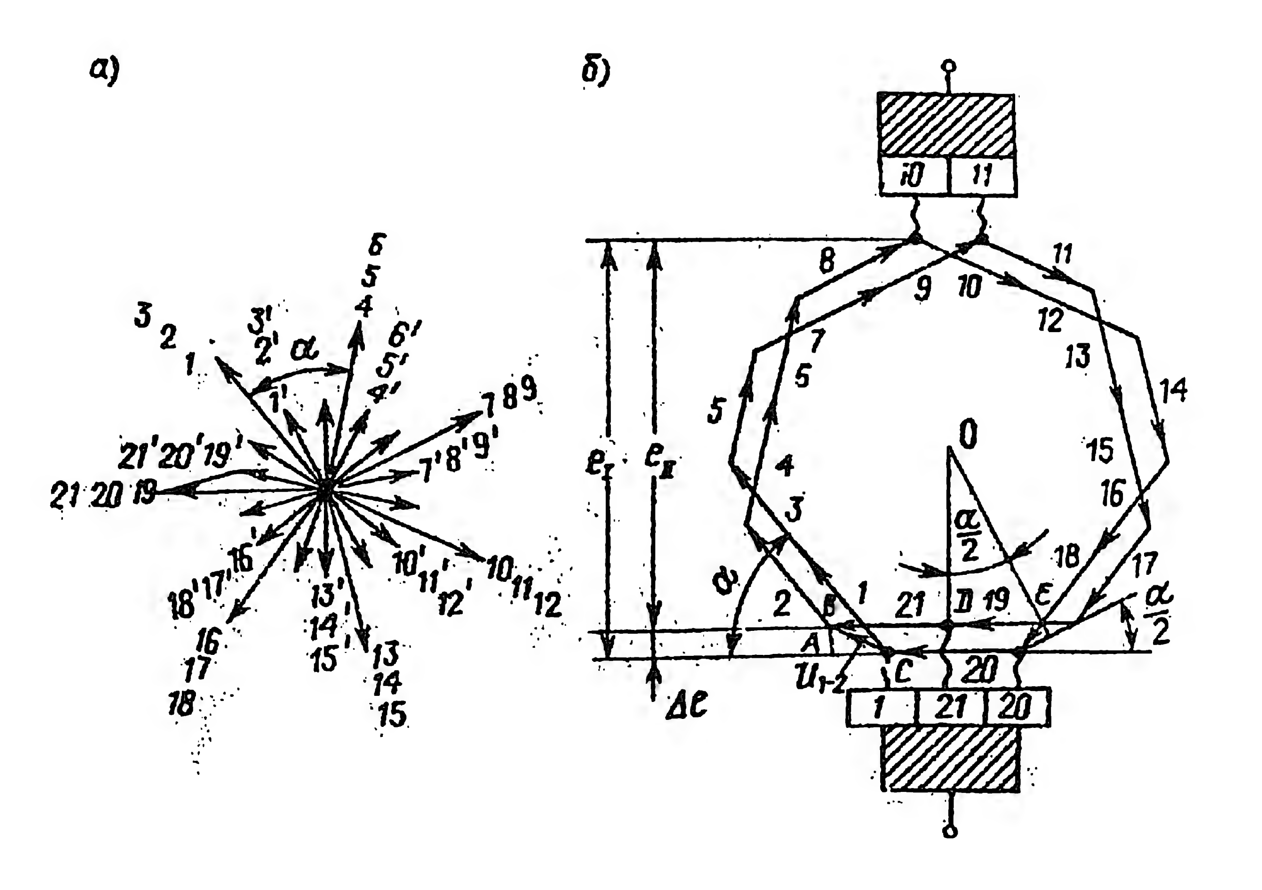


Рис. 3.2 Звезда и многоугольник ЭДС секций двухходовой петлевой обмотки: $m = 2$; $\frac{Z}{P} = 7$; $U_n = 3$; $\frac{K}{P} = 21$; $y_1 = 9$; $y_2 = 7$; $y_к = 2$; $y_n = 21$

3.2. Небалансная ЭДС

Вследствие неполной симметрии многоходовых петлевых обмоток ЭДС в параллельных ветвях обмотки, принадлежащих к различным ходам, оказывается неодинаковой и возникает небалансная ЭДС, действующая в контуре, образованном этими параллельными ветвями, соответствующими коллекторными пластинами и щетками разноименной полярности. Под действием небалансной ЭДС в этом контуре будет воникать уравнительный ток даже на холостом ходу машины, который, проходя через щеточный контакт, будет ухудшать условия коммутации и может вызвать искрение щеток. Вероятность возникновения искрения щеток будет возрастать с увеличением небалансной ЭДС Δe. Практика проектирования и эксплуатации крупных МПТ показала, что для обеспечения нормальной работы этих машин величина небалансной ЭДС Δe, рассчитанная только с учетом основной гармоники поля, не должна превышать 1,8 В. Выведем формулу для расчета небалансной ЭДС Δe в случае двухходовой петлевой обмотки, задаваясь следующими данными этой обмотки: $Z/P = 7$, $U_n = 3$, $K/P = 21$; $y_1 = K/2P \pm \varepsilon = 9$; $y_2 = 7$. Таблица соединений секций будет иметь вид: 1-3-5-...-17-19-21 - 2-4-6 - 18-20 - 1.

Звезда и многоугольник ЭДС секций этой обмотки представлены на рис. 3.2. ЭДС одной параллельной ветви, состоящей из нечетных секций 1-3-5-7-9 для данного момента времени равна e_I, ЭДС другой параллельной ветви (секции 2-4-6-8) - e_{II}, небалансная ЭДС, как видно из диаграммы рис.3.2б равна $\Delta e = e_I - e_{II}$.

Нетрудно видеть, что величину небалансной ЭДС можно определить суммируя мгновенные значения ЭДС секций нечетного хода обмотки (1-3-5-19-21).

$$\Delta e = e_1 + e_3 + e_5 + \ldots + e_{19} + e_{21} \qquad (3.3)$$

Амплитудное значение первой гармоники ЭДС секций обозначим через E_{m_1}. Мгновенное значение ЭДС секции определяется проекцией соответствующего вектора на ось ординат, которая зависит от угла α,

характеризующего угловой сдвиг между векторами ЭДС секций, расположенных в соседних пазах

$$\alpha = 2\pi p/z \quad (\text{эл. радиан}). \tag{3.4}$$

Учитывая вышесказанное, вместо (3.3) получим

$$\Delta e = E_{m_1}(2\sin\alpha + \sin 2\alpha + 2\sin 3\alpha + \sin 4\alpha + \\ + 2\sin 5\alpha + \sin 6\alpha + 2\sin 7\alpha). \tag{3.5}$$

Так как

$$\sin\alpha + \sin 2\alpha + \sin 3\alpha + \ldots + \sin 7\alpha = 0,$$

то

$$\Delta e = E_{m_1}(\sin\alpha + \sin 3\alpha + \sin 5\alpha) = \\ = E_{m_1}(\sin\alpha - \sin 2\alpha + \sin 3\alpha), \tag{3.6}$$

где $\sin 5\alpha = \sin(7\alpha - 2\alpha) = \sin(2\pi - 2\alpha) = -\sin 2\alpha.$

Выражение (3.6), в общем случае можно записать в виде

$$\Delta e = E_{m_1} \sum_{k=1,2,3}^{n} (-1)^{k+1} \sin k\alpha, \tag{3.7}$$

где n – целая часть от $\frac{z}{2p}$ (в данном случае 3).

Сумма синусов в выражении (3.7) согласно [6] можно представить в виде

$$\Delta e = E_{m_1}\, 0{,}5\, tg\frac{\alpha}{2} = 0{,}5\, E_{m_1} tg\frac{\pi}{z/p} \tag{3.8}$$

Если учесть также и высшие нечетные гармоники ЭДС секций, которые можно определить посредством разложения кривой поля $B\delta(x)$ в зазоре машины при холостом ходе, то получим формулу, выведенную А.И.Вольдекбергом [6], для расчета небалансной ЭДС

$$\Delta e_{\Sigma} = 0{,}5 \sum_{\nu=1,3,5}^{\infty} E_{m\nu}\, tg\frac{\nu\pi}{z/p} \tag{3.9}$$

Величина небалансной ЭДС Δe_{Σ}, рассчитанная по этой формуле, как показывает практика, для крупных МПТ не должна превышать 2,5 В. Расчет Δe_{Σ} по (3.9) при проектировании МПТ оказывается неудобным, так как требуется при этом определение амплитуд высших гармоник поля. Поэтому обычно пользуются упрощенной формулой, предложенной И.Б.Рабиновичем [1], учитывающей только основную гармонику поля.

Для двухходовой обмотки ($y_k = m = 2$) величину ЭДС E_{m_1} может

определить как $E_{m_1} = 2U_{кср}/\alpha'$

При большом значении Z/P $\quad tg\frac{\pi}{Z/P} = \frac{\pi}{Z/P}$

Подставляя эти величины в формулу (3.8), получим:

$$\Delta e = \frac{2U_{кср}}{2\alpha'} \cdot \frac{\pi}{Z/P} = \frac{U_{кср}}{\alpha'^2 Z/2P}, \qquad (3.10)$$

где принято $\alpha' \approx \frac{2}{\pi}$

Величина Δe, рассчитанная по формуле (3.10), как уже было указано, не должна превышать 1,5 В. Из формулы (3.9) видно, что для уменьшения величины Δe необходимо увеличивать число пазов на пару полюсов. Обычно в крупных машинах принимается Z/P = 35-55.

Формулы (3.9) (3.10) были выведены для частного случая двухходовой петлевой обмотки, имеющей конкретные значения параметров (U_n = 3, $\mathcal{E}_к$ = 1,5, y_1 = 9, обмотка равносекционная). Однако можно показать, что эти формулы являются справедливыми и для других случаев двухходовой обмотки, имеющей иные значения параметров U_n и $\mathcal{E}_к$

В отличие от этого в трехходовых петлевых обмотках величина небалансной ЭДС Δe_3 зависит от ее параметров, в особенности от сокращения шага $\mathcal{E}_к$ Наиболее благоприятный случай оказывается при следующих значениях параметров: Z/P = нечетному числу, не кратному 3, U_n = 2 или 4 и $\mathcal{E}_к$ = 0 (обмотка ступенчатая с диаметральным шагом).

В этом случае многоугольник ЭДС сторон секций обмотки якоря, имеющей параметры: $m = 3$; $2p = 4$; Z/P = 11, U_n = 2, K/P = 22, y_1 = 11, $\mathcal{E}_к$ = 0, имеет вид, представленный на рис. 3.3. Из рис.3.3,б видно, что, в данном случае, первая гармоника небалансной ЭДС Δe определяется проекцией суммы ЭДС секций 1-4-7...19-22 на ось ординат. Поэтому

$$\Delta e_3 = E_{m_1}(\sin 0\alpha + \sin 1{,}5\alpha + \sin 3\alpha + \ldots + \sin 10{,}5\alpha)$$

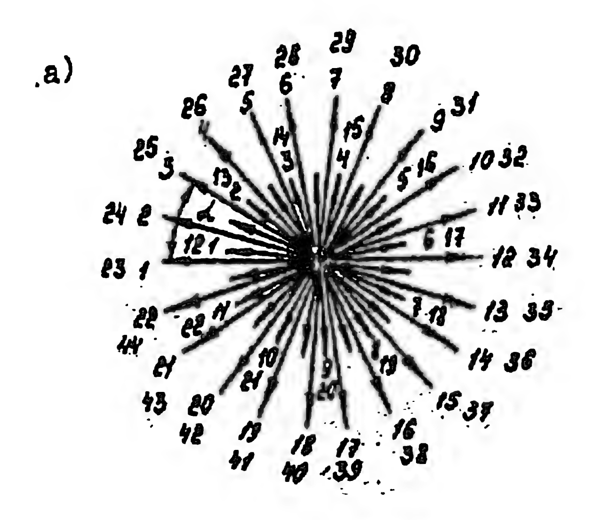
или

$$\Delta e_3 = E_{m_1}\sum_{K=1,2,3}^{n} \sin K\,1{,}5\alpha,$$

где $n = \frac{2}{3}\,\frac{Z}{P} - \frac{1}{3} = 7.$

Согласно справочнику сумма синусов

$$\sum_{K=1,2,3}^{n} \sin 1{,}5\alpha\cdot K = \frac{\sin\frac{n+1}{2}1{,}5\alpha\cdot\sin\frac{n}{2}1{,}5\alpha}{\sin\frac{1{,}5\alpha}{2}}.$$



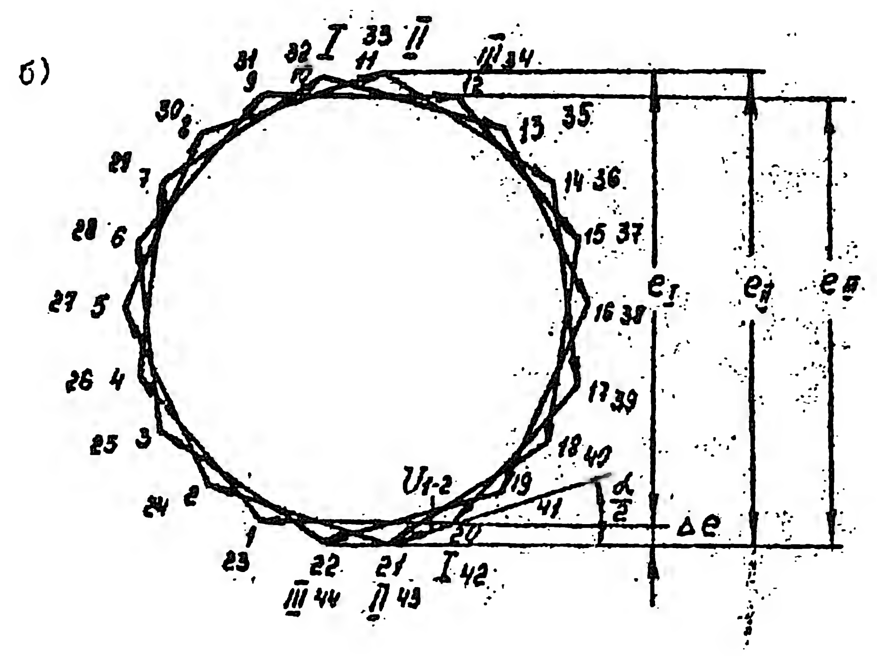


Рис. 3.3. Звезда (а) и многоугольник (б) ЭДС секций трехходовой петлевой обмотки якоря: $m = 3$; $2p = 4$; $Z/P = 11$; $u_n = 2$; $K/P = 22$; $\varepsilon_к = 0$.

Параметры трехходовых обмоток

Таблица 3.I

$\frac{Z}{P}$	U_n	$\mathcal{E}_K$	$\Delta e_{3\nu}$	Δe_3	$U_{(1-2)m\nu}$	$\nu_{оп}$
нечетное число	2 4	0 0	$E_{ст m\nu}\frac{\sin^2\frac{\pi p}{Z}\nu}{\sin\frac{3\pi p}{2Z}\nu}$	Δe	$E_{ст m\nu}\frac{\sin\frac{\pi p}{Z}\nu}{\sin\frac{3\pi p}{2Z}\nu}$	$\frac{2Z}{3p}\pm\frac{1}{3}$
	2 4	1 1,2	$2E_{ст m\nu}\frac{\cos^2\frac{\pi p}{2Z}\nu\cdot\sin\frac{\pi p}{Z}\nu}{\cos\frac{3}{2}\cdot\frac{\pi p}{Z}\nu}$	$3\Delta e$	$2E_{ст m\nu}\frac{\cos\frac{\pi p}{2Z}\nu\cdot\sin\frac{\pi p}{Z}\nu}{\sin\frac{3\pi p}{Z}\nu}$	$\frac{Z}{3p}\pm\frac{2}{3}$
	2 4	2 4	$2E_{ст m\nu}\frac{\cos\frac{\pi p}{2Z}\nu\cdot\sin^2\frac{\pi p}{Z}\nu}{\sin\frac{3\pi p}{Z}\nu}$	Δe	$E_{ст m\nu}\frac{\cos^2\frac{\pi p}{Z}\nu}{\sin\frac{3\pi p}{Z}\nu\cdot\sin\frac{\pi p}{2Z}\nu}$	$\frac{Z}{3p}\pm\frac{2}{3}$
	2 4	3 3	$2E_{ст m\nu}\frac{\sin\frac{\pi p}{Z}\nu\cdot\cos\frac{\pi p}{2Z}\nu}{\cos\frac{3}{2}\frac{\pi p}{Z}\nu}$	$3\Delta e$	$E_{ст m\nu}\frac{\sin\frac{\pi p}{Z}\nu}{\sin\frac{3}{2}\frac{\pi p}{Z}\nu}$	$\frac{2Z}{3p}\pm\frac{1}{3}$
четное число	2 4	0 0	$2E_{ст m\nu}\frac{\sin\frac{\pi p}{Z}\nu\cdot\sin\frac{2\pi p}{Z}\nu}{\sin\frac{3\pi p}{Z}\nu}$	$2\Delta e$	$2E_{ст m\nu}\frac{\sin\frac{\pi p}{Z}\nu}{\sin\frac{3\pi p}{Z}\nu}$	$\frac{Z}{3p}\pm\frac{1}{3}$
	2 4	1 2	$2E_{ст m\nu}\frac{\cos\frac{\pi p}{Z}\nu\cdot\sin\frac{2\pi p}{Z}\nu}{\sin\frac{3\pi p}{Z}\nu}$	Δe	$2E_{ст m\nu}\frac{\cos^3\frac{\pi p}{Z}\nu}{\sin\frac{3\pi p}{Z}\nu\cdot\sin\frac{\pi p}{Z}\nu}$	$\frac{Z}{3p}\pm\frac{1}{3}$
	2 4	2 1,3,4	$E_{ст m\nu}\frac{\sin^2\frac{2\pi p}{Z}\nu}{\sin\frac{3\pi p}{Z}\nu}$	$2\Delta e$	$E_{ст m\nu}\frac{\sin\frac{2\pi p}{Z}\nu}{\sin\frac{3\pi p}{Z}\nu}$	$\frac{Z}{3p}\pm\frac{1}{3}$

Подставляя это выражение и значение α из (3.4) в предыдущее выражение после небольших преобразований получим

$$\Delta e_3 = E m_1 \frac{\sin\frac{\pi P}{Z}\sin\frac{\pi P}{2Z}}{\sin\frac{3\pi P}{2Z}} \qquad (3.11)$$

Из диаграммы рис.3.3,а находим, что

$$E m_1 = 2E_{ст m_1}\cos\frac{\alpha}{4} = 2E_{ст m_1}\cos\frac{\pi P}{2Z}$$

Подставляя это значение в (3.11), получим в общем случае выражение для суммарной небалансной ЭДС с учетом высших гармоник

$$\Delta e_{3\Sigma} = \sum_{\nu=1,3,5}^{\infty}\Delta e_{3\nu} = \sum_{\nu=1,3,5}^{\infty} E_{ст\nu}\frac{\sin^2\frac{\pi P}{Z}\nu}{\sin\frac{3}{2}\frac{\pi P}{Z}\nu}, \qquad (3.12)$$

где $E_{ст\, m\nu}$ - амплитудное значение ν -й гармоники ЭДС стороны секции.

Из этой формулы получим приближенное значение небалансной ЭДС, обусловленное основной гармоникой поля

$$\Delta e_3 = E_{стm\nu}\frac{\left(\frac{\pi P}{Z}\right)^2}{\frac{3}{2}\;\frac{\pi P}{Z}} = \frac{3}{2}\;\frac{U_{кср}}{\alpha'}\;\frac{2\pi}{3Z/P} = \frac{U_{кср}}{\alpha'^2\frac{Z}{2P}} \qquad (3.13)$$

Таким образом, при указанных выше значениях параметров небалансная ЭДС Δe_3 для трехходовой обмотки рассчитывается по той же формуле (3.10), что и для двухходовой обмотки, т.е. $\Delta e_3 = \Delta e$

При других значениях параметров трехходовой обмотки небалансная ЭДС Δe_3 может возрасти в два или три раза, как показано в табл. 3.1.

Из этой таблицы видно также, что при нечетном и четном Z/P для $U_п$ = 2 и 4 и сокращении шага $\varepsilon_к > 0$ небалансная ЭДС тоже равна Δe. Однако трехходовые обмотки с этим значением параметров, как будет показано далее, являются неприемлемыми по другим соображениям.

3.3. Пульсация напряжения между смежными коллекторными пластинами

Несимметрия многоходовых петлевых обмоток проявляется еще в неодинаковом расположении сторон секций одного хода обмотки по соседним

пазам, что обусловлено третьим условием (3.2).

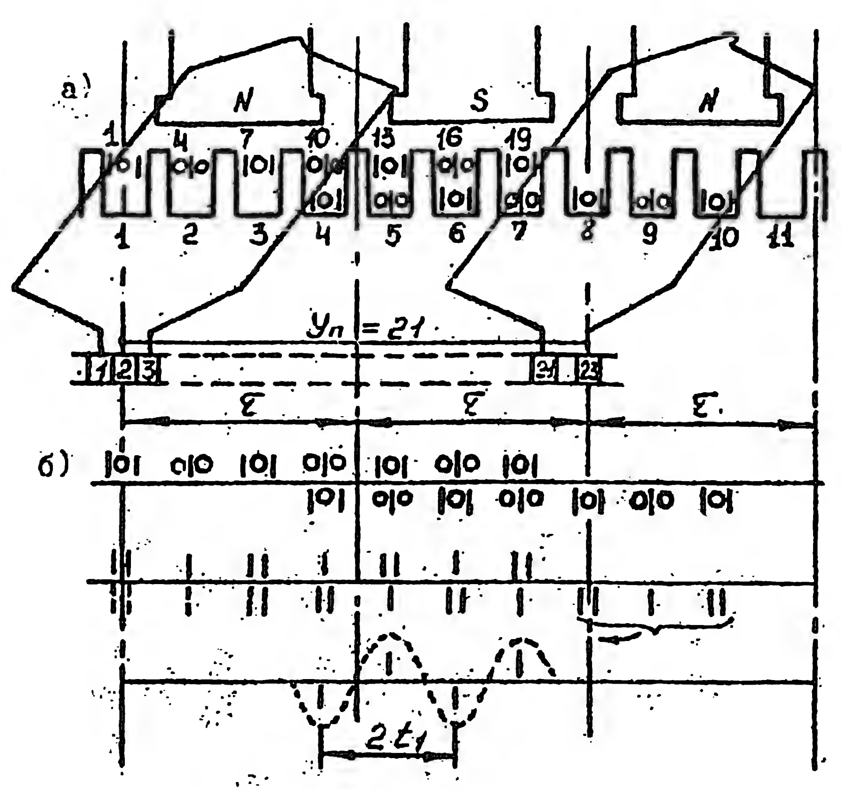


Рис. 3.4. Распределение сторон секций двухходовой петлевой обмотки в верхнем и нижнем слоях пазов на двойном полюсном делении

На рис. 3.4,а показано распределение в верхнем и нижнем слоях пазов сторон секций на двойном полюсном делении для случая двухходовой петлевой обмотки с параметрами: $Z/P = 7$, $U_п = 3$, $K/P = 21$, $y_1 = 11$, $y_2 = 9$, $\mathcal{E}_K = -0{,}5$, $y_п = 21$. Стороны секций, имеющих нечетные номера, обозначены короткими черточками. Они составляют первый ход обмотки. Стороны секций с четными номерами обозначены кружочками, и они составляют второй ход обмотки. Из рисунка видно, что чередование нечетных сторон секций в одном слое пазов соответствует ряду ..-1-2-1 ... Распределение сторон секций по пазам на двойном полюсном делении показано отдельно на рис. 3,4,б.

Так как потенциальный шаг для рассматриваемой обмотки равен $y_п = K/P = 21$, то коллекторные пластины 2 и 23 имеют теоретически равный потенциал и соединяются уравнителем второго рода. Между пластинами 1 и 23 последовательно соединены нечетные секции одного хода 1-3-5...21. Поэтому напряжение между смежными коллекторными пластинами 1 и 2 при холостом ходе машины будет равно U_{1-2} $U_{1-23} = e_1 + e_3 + e_5 + \ldots + e_{19} + e_{21}$, где e_1, e_3 ... обозначают ЭДС, индуктированные полем главных полюсов в секциях 1, 3, 5 Будем считать, что

рассматриваемая машина симметрична в магнитном отношении и поэтому ЭДС в сторонах секций, расположенных в пазах, находящихся друг от друга на расстоянии 2τ , имеют одинаковые значения. Таким образом, стороны секций, находящиеся в нижнем слое пазов 8, 9, 10, можно условно перенести влево на 2τ в пазы 1, 2, 3 (вторая строчка рис. 3.4,б). ЭДС в сторонах секций, расположенных в верхнем и нижнем слоях обмотки, по контуру секции действуют встречно. Следовательно, ЭДС в сторонах секций, расположенных в одном пазу в верхнем и нижнем слоях, взаимно компенсируются, и эти стороны можно исключить из рассмотрения. Тогда останутся только, так называемые "избыточные" секционные стороны, показанные на третьей строчке рис. 3.4,б, сумма ЭДС которых и будет определять собой напряжение U_{1-2} В данном случае

$$U_{1-2} = e'_5 + e_7 - e''_4 - e''_6 ,$$

где значок $'$ относится к сторонам секций верхнего слоя, а $''$ –нижнего слоя.

Из этих рассуждений легко видеть, что, если в кривой поля главных полюсов содержится гармоника поля с периодом, близким к двойному зубцовому делению $2t_1$, то ЭДС, наводимые во всех "избыточных" сторонах секций этой гармоники поля, будут суммироваться арифметически и вызывать в результирующей кривой напряжения $U_{1-2}(t)$ дополнительную гармонику. Значит, в этой кривой $U_{1-2}(t)$ возникнет пульсация напряжения, частота которой будет близка к половине зубцовой частоты $f_n \approx \frac{1}{2} f_z = \frac{1}{2} \frac{z n p}{60 P} = \frac{1}{2} \frac{z}{P} f$, где $f = \frac{Pn}{60}$ – частота основной гармоники ЭДС в секциях обмотки якоря, наводимых полем главных полюсов. Таким образом, порядок так называемой "опасной" гармоники (она должна быть нечетной при симметричной кривой поля) для двухходовой петлевой обмотки

$$\nu_{on} = \frac{z}{2P} \pm \frac{1}{2} . \qquad (3.14)$$

Амплитуду первой гармоники напряжения $U_{(1-2)m_1}$ при синусоидальном поле главных полюсов можно определить из многоугольника ЭДС секций (рис. 3.2,б). Она определяется расстоянием между началом вектора I ЭДС первой секции и началом вектора 2 ЭДС второй секции, т.е. отрезком ВС, который является гипотенузой треугольника АВС. Отсюда $BC = AB/\sin\alpha/2$, так как $\angle ABC = \angle DOE = \frac{\alpha}{2}$ или $U_{(1-2)m_1} = \Delta e/\sin\alpha/2$.
Подставляя сюда Δe из (3.6), с учетом (3.4) получим

$$U_{(1-2)m_1}=0{,}5E_{m_1}\frac{1}{\cos\frac{\pi}{z/p}}=0{,}5E_{m_1}\sec\frac{\pi}{z/p}$$

С учетом высших гармоник поля

$$U_{(1-2)m}=\sum_{\nu=1,3,5..}0{,}5E_{m\nu}\sec\frac{\pi}{z/p}\nu=\sum_{\nu=1,3,5}E_{c\tau m\nu}\sec\frac{\pi}{z/p}\nu\cos\frac{\pi p}{2z}\nu, \quad (3.15)$$

где $E_{m\nu}=2E_{c\tau m\nu}\cos\frac{\pi p}{2z}\nu$, - амплитуда гармоники ЭДС секции, а $\cos\frac{\pi p}{2z}\nu$ - коэффициент сокращения шага секции обмотки якоря.

Напряжение U_{1-2} изменяется во времени в зависимости от положения исходного (первого) паза относительно нейтрали, которое определяется углом $\alpha_x=\frac{\pi}{\tau}x$, где $x=v_a t$ С учетом этого общее выражение напряжения $U_{1-2}(t)$ для двухходовой обмотки будет (формула А.Я.Лемберга [6])

$$U_{1-2}=\sum_{\nu=1,2,3}E_{c\tau m\nu}\sec\frac{\pi}{z/p}\nu\cos\frac{\pi}{2z/p}\nu\sin\frac{\pi}{\tau}x\nu. \quad (3.16)$$

Обозначим величины, входящие в формулы (3.9) и (3.16), через

$$K'_{e\nu}=tg\frac{\pi}{z/p}\nu \text{ и } K''_{e\nu}=\sec\frac{\pi}{z/p}\nu, \quad (3.17)$$

где $K'_{e\nu}$ и $K''_{e\nu}$ - соответственно коэффициенты суммирования и возрастания.

Для "опасных" гармоник эти коэффициенты имеют наибольшее значение. Подставим в (3.16) значение ν_{on} из (3.14):

$$\left.\begin{aligned} K'_{e\nu on}&=tg\frac{\pi p}{z}\left(\frac{z}{2p}\pm\frac{1}{2}\right)=tg\left(\frac{\pi}{2}\pm\frac{\pi p}{2z}\right)=\pm ctg\frac{0{,}5\pi}{z/p},\\ K''_{e\nu on}&=\sec\frac{\pi p}{z}\left(\frac{z}{2p}\pm\frac{1}{2}\right)=\text{cosec}\frac{0{,}5\pi}{z/p}=\frac{1}{\sin\frac{0{,}5\pi}{z/p}}\end{aligned}\right\}$$

Например, при z/p = 45; $K'_{e\nu on}=ctg2^\circ=28{,}6$; $K''_{e\nu on}=\frac{1}{\sin 2^\circ}=28{,}7$.

На рис. 3.5,а представлены осциллограммы напряжения U_{1-2} и U_{1-3} при холостом ходе машины ГП 1600-750 1600 кВт, 830 В, 750 об/мин (щетки подняты) с двухходовой петлевой обмоткой, имеющей сле-

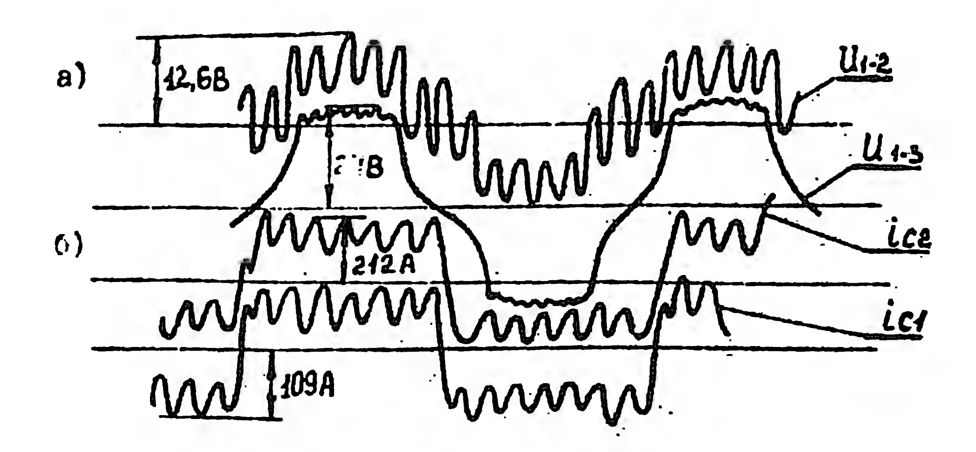


Рис. 3.5. Осциллограммы напряжения U_{1-2} и U_{1-3} при холостом ходе (а) и тока в секциях i_{c1} и i_{c2} (б) при нагрузке машины ГП 1600-750:
а) U = 500В; n = 750 об/мин, Ia =0, щетки подняты;
б) U = 360В; n = 750 об/мин, Ia =3200 А

дующие данные: $Z/P = 29$; $U_n = 5$; $y_1 = 71$; $\mathcal{E}_K = 1,5$. Как видно из осциллограммы, напряжение U_{1-2} имеет значительную пульсацию, вызванную гармоникой поля порядка $\nu_{0n} = \frac{Z}{2P} + \frac{1}{2} = 15$. В кривой напряжения U_{1-3} между первой и третьей коллекторными пластинами пульсация напряжения отсутствует, поскольку к этим пластинам присоединены концы первой секции и это напряжение равно ЭДС этой секции.

В случае трехходовой петлевой обмотки несимметрия расположения сторон секций по пазам также имеет место и это тоже приводит к пульсации напряжения U_{1-2}, U_{2-3} между смежными коллекторными пластинами. На рис. 3.6,а показано распределение сторон секций в нижнем и верхнем слоях для обмотки, имеющей $m = 3$; $Z/P = 13$; $U_n = 2$; $K/P = 26$, $y_n = 26$, $y_1 = 13$, $\mathcal{E}_K = 0$. Стороны секций, относящиеся к третьему ходу обмотки, обозначены крестиками. Так как уравнитель согласно шагу соединяет 2 и 28 коллекторные пластины, то они имеют одинаковый потенциал и напряжение $U_{1-2} = U_{1-28} = e_1 + e_4 + e_7 + \ldots + e_{22} + e_{25}$. Распределение сторон секций 1, 4, 7...22, 25 в верхнем и нижнем слоях обмотки показано на рис. 3.6,б (первая строка). Аналогично тому, как это было сделано для двухходовой обмотки, нижние стороны секций третьего полюсного деления перенесены на 2π (они показаны пунктиром) и стороны секций, лежащих в верхнем и нижнем слоях одного и того же паза, исключаются из рассмотрения. Оставшиеся "избыточные" стороны

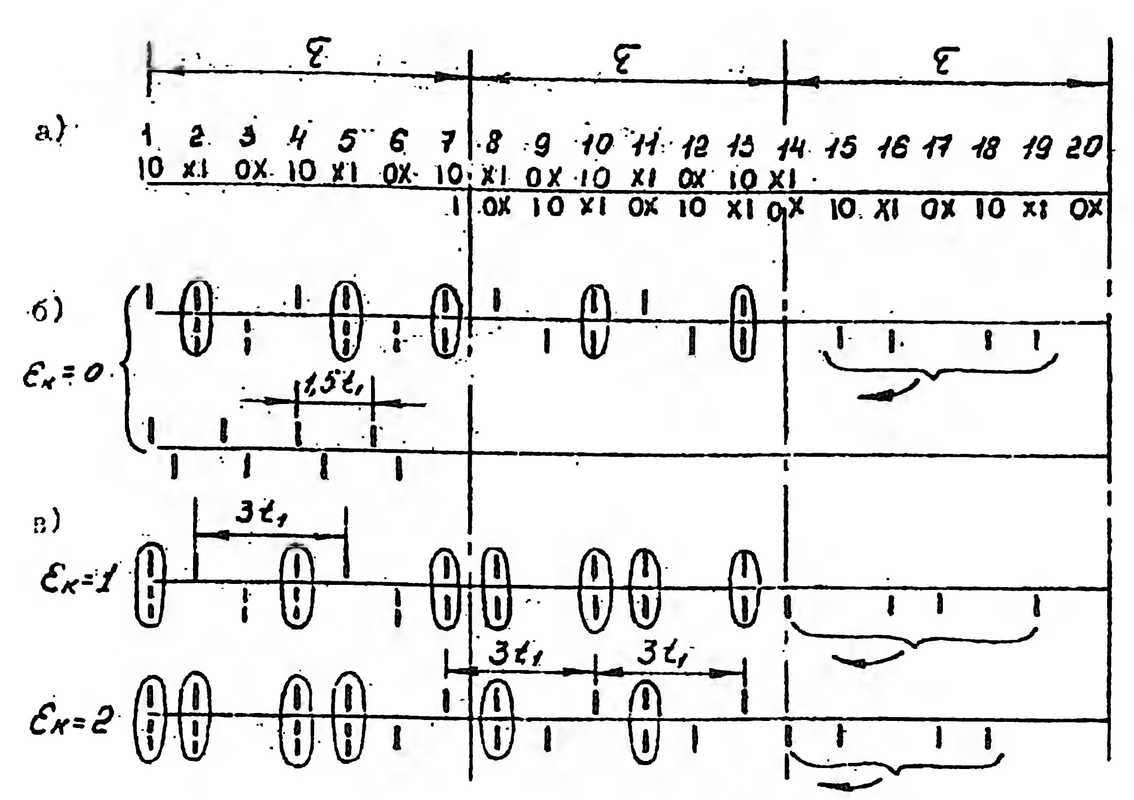


Рис. 3.6. Распределение сторон секций трехходовой петлевой обмотки в верхнем и нижнем слоях пазов на двойном полюсном делении.

на втором полюсном делении в верхнем или нижнем слоях обмотки смещены по отношению к "избыточным" сторонам на первом полюсном делении на половину зубцового шага 0,5 t_1. "Избыточные" стороны со второго полюсного деления перенесем влево на расстояние τ и для сохранения напрвления ЭДС, индуктированных в них, переместим их из одного слоя обмотки в другой, поместив их в дополнительные воображаемые пазы (вторая строка рис. 3.6,б). В данном случае расстояние между "избыточными" секционными сторонами в одном слое обмотки стало равно I,5 t_1. Значит, опасная гармоника поля главных полюсов, вызывающая пульсацию напряжения U_{1-2} имеет период, равный I,5 t_1, и частота этой гармоники будет в I,5 раза меньше зубцовой частоты. Таким образом, порядок опасной гармоники

$$\nu_{оп} = \frac{2Z}{3P} \pm \frac{1}{3} . \qquad (3.18)$$

Аналогично найдено расположение "избыточных" сторон секций для той же обмотки, но при значениях шага y_1 = I2 и y_1 = II (рис.3.6,в и г). Как видно из рисунков, в этих случаях расстояние между соседними "избыточными" сторонами в одном слое обмотки равно $3t_1$. Это озна-

чает, что опасная гармоника поля имеет порядок, примерно в два раза меньший, чем в предыдущем случае, т.е.

$$\nu_{оп} = \frac{Z}{3p} \pm \frac{2}{3} \qquad (3.19)$$

На основе исследования многоугольников ЭДС секций трехходовой обмотки с различными ее параметрами (аналогично тому, как это было показано для двухходовой обмотки) были получены формулы для расчета амплитудных значений гармоник напряжения $U_{(1-2)m\nu}$, которые приведены в табл.3.I. Результирующее напряжение U_{1-2} можно вычислить по формуле, аналогичной (3.16).

$$U_{1-2} = \sum_{\nu=1,3,5} U_{(1-2)m\nu} \sin\frac{\pi}{\tau} x\nu . \qquad (3.20)$$

В последней графе табл.3.I. приведены формулы для расчета порядка опасной гармоники $\nu_{оп}$. Для опасной гармоники величина $U_{(1-2)m\nu}$ возрастает, так как значение синуса в знаменателе формул для расчета этой величины становится малым.

Анализируя данные табл. 3.I, можно сделать следующие выводы. Для трехходовой петлевой обмотки наиболее благоприятными параметрами являются: Z/P = нечетному числу, U_n = 2 или 4, $\mathcal{E}_K = 0$, обмотка ступенчатая. При этом значение небалансной ЭДС Δe_3 получается наименьшим, равным Δe, как и для двухходовой обмотки, а частота опасной гармоники в кривой напряжения U_{1-2} возрастает примерно в два раза по сравнению с другими вариантами параметров. Обмотка при Z/P равном нечетному числу (U_n = 2 или 4), с сокращением шага $\mathcal{E}_K = 3$ также имеет почти удвоенную частоту "опасной" гармоники, но эта обмотка имеет увеличенную небалансную ЭДС $\Delta e_3 = 3\Delta e$ и поэтому по своим качествам уступает первой.

Для иллюстрации вышесказанного представлены осциллограммы кривых напряжения U_{1-2}, U_{1-3} и U_{1-4} опытной машины ГП 1000-1500-I при поднятых щетках в режиме холостого хода при U = 500 В, n =1360 об/мин (рис. 3.7). В данной машине Z/P = 29; U_n = 4; $\mathcal{E}_K$ = 0; $\nu_{оп} = \frac{2}{3}\frac{Z}{P} - \frac{1}{3} = 19$. В данном случае замечена значительная пульсация напряжения U_{1-2} и U_{1-3}

Отмеченная выше пульсация напряжения между смежными коллекторными пластинами, характерная для многоходовых петлевых обмоток, представляет собой вредное явление. Во-первых, она вызывает увеличение максимального напряжения $U_{K\,макс}$ (например, при m = 2 до двой-

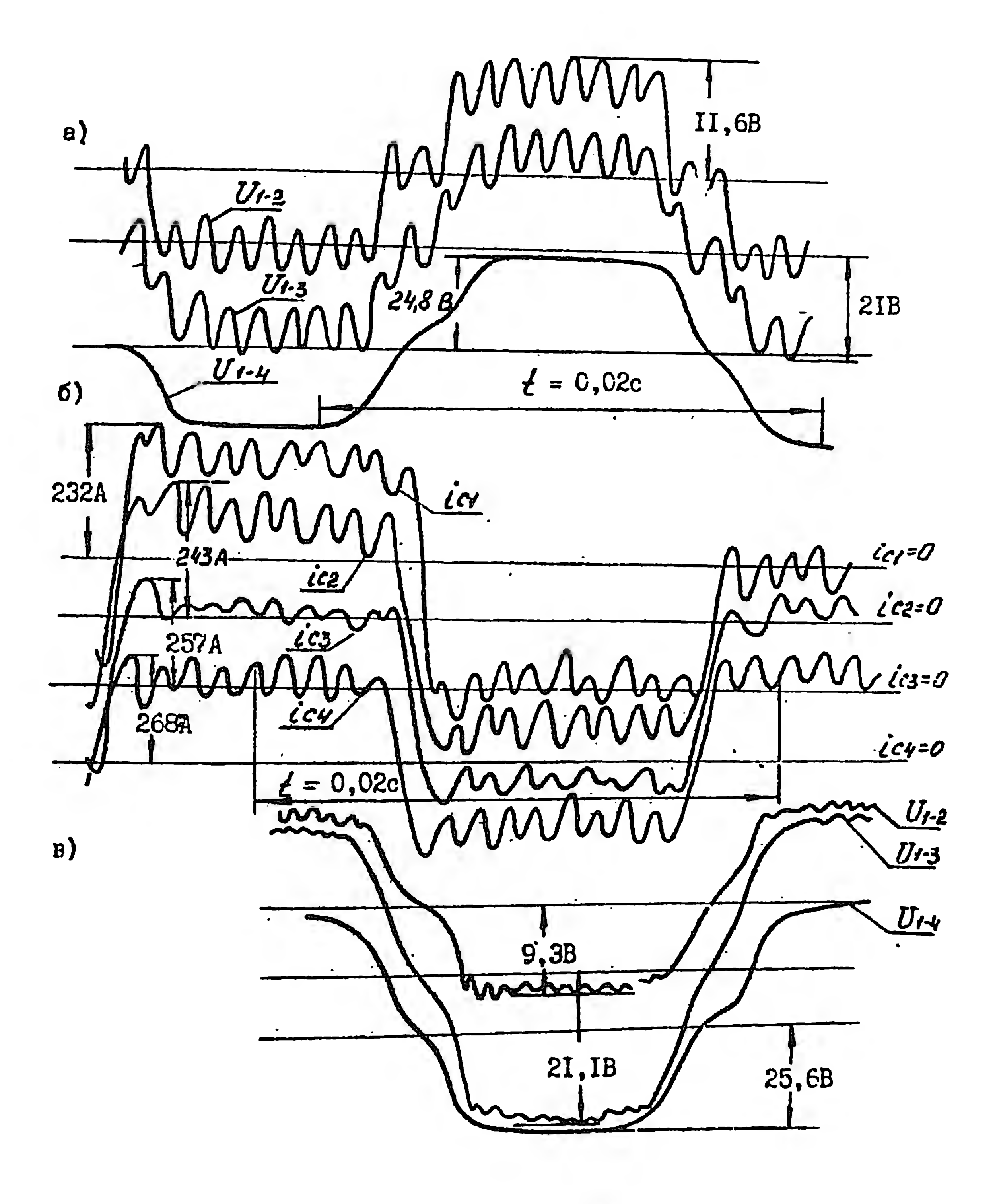


Рис.3.7. Осциллограммы напряжений между коллекторными пластинами на холостом ходу (а и в) и токов в секциях при нагрузке (б) для машин ГП-1000-1500-I (а и б) и ГП-1000-1500-II (в)

ного значения), что повышает вероятность пробоя промежутка между коллекторными пластинами и возникновение, вследствием этого кругового огня в коллекторе. Во-вторых, пульсация этого напряжения в зоне расположения щеток вызывает пульсацию тока в параллельных ветвях обмотки якоря (осциллограммы тока в секциях представлены на рис. 3.5,б, 3.7,б). А это приводит к ухудшению коммутации ,причем иногда искрение может возникнуть даже при холостом ходе машины.

Во время эксплуатации МПТ с двухходовыми обмотками в ряде случаев, особенно при некачественном изготовлении (дефекты коллектора, щеточного аппарата, несимметрия магнитной системы, повышенные вибрации), наблюдается явление неравномерного потемнения коллекторных пластин, чаще всего через одну. Потемнение начинается обычно на участках коллектора, расположенных друг от друга на расстоянии 2τ Постепенно оно возрастает, в результате чего возникает сильное искрение и дальнейшая работа машины становится невозможной. "Полосатую" окраску коллектора образно называют "зеброй" После удаления "полосатости", расточки и шлифовки коллектора искрение щеток устраняется, но с течением времени все снова повторяется.

Это явление также связано с несимметрией двухходовой обмотки. Наиболее достоверное объяснение этого заключается в том [7] , что в результате пульсаций тока в ветвях обмотки якоря полный ток (или количество электричества), проходящий через соседние коллекторные пластины, за время прохождения их под щеткой оказывается неодинаковым. Это вызывает неравномерный нагрев коллекторных пластин и в результате-выступание одних коллекторных пластин по отношению к другим, рядом расположенным. Контакт последних пластин со щеткой ухудшается, возникает частичное мелкое искрение, что и вызывает почернение этих пластин. На контактной поверхности щеток также при этом появляется "полосатость": матовые полосы чередуются со светлыми гладкими полосами.

"Зебра" наиболее часто проявляется в МПТ, связанных с механизмами, имеющими неравномерный ход, например, в генераторах, приводимых во вращение поршневыми двигателями (дизелями). Механические колебания, вибрации существенно повышают вероятность возникновения "зебры".

3.4. Способы снижения пульсаций

Уменьшение пульсаций напряжения U_{1-2} и тока в ветвях обмотки

якоря можно достичь различными способами.

1. Наиболее широко применяется при проектировании крупных МПТ простой способ, заключающийся в выборе возможно большего числа Z/P Это, во-первых, как видно из формул (3.10) и (3.13), приводит к снижению небалансной ЭДС Δe, а во-вторых, в соо етствии с (3.14) и (3.16) - возрастанию порядка опасной гармоники $\nu_{оп}$ Так как с возрастанием порядка гармоники поля ее амплитуда, как правило, уменьшается, то это ведет также к уменьшению пульсаций напряжения U_{1-2} и снижению пульсаций тока в ветвях обмотки якоря, чему также способствует возрастание индуктивного сопротивления для переменной составляющей этого тока. Это подтверждается кривыми напряжения U_{1-2}, U_{3} представленными на рис. 3.7,в, для режима холостого хода машины 1000-1500-2 (при поднятых щетках), имеющей большую величину $Z/P = 49$ (по сравнению с $Z/P = 29$ для машины ГП 1000-1500-1). Обычно для крупных МПТ $Z/P = 35-55$.

2. Для трехходовой обмотки большое значение имеет правильный выбор параметров обмотки. Как было отмечено, для нее надо выбирать Z/P = нечетному числу; $U_п = 2$ или 4 и $\mathcal{E}_к = 0$, т.е. обмотка должна выполняться ступенчатой с диаметральным шагом. В этом случае обеспечиваются наименьшая величина небалансной ЭДС $\Delta e_3 = \Delta e$ и наибольшая частота опасной гармоники.

3. Применение скоса пазов на якоре или скоса башмаков главных полюсов для двухходовых обмоток на $2t$, для трехходовых обмоток с оптимальными параметрами на $1,5\ t_1$ (в остальных случаях обмотки на $3t_1$). При этих значениях скоса коэффициент скоса для опасной гармоники $K_{ск\nu} = 0$ и в кривых напряжения U_{1-2} пульсации полностью устраняются. Данный способ, однако, на практике почти не применяется из-за усложнения конструкции машины, а также вследствие необходимости некоторого уменьшения коэффициента полюсного перекрытия для предотвращения попадания поля главных полюсов в коммутационную зону.

4. Выполнение ступенчатого сдвига полюсных башмаков [7]: для двухходовой обмотки - двухступенчатого сдвига на t_1 (рис.3.6,a), для трехходовой обмотки - трехступенчатого сдвига (рис. 3.6,б) для оптимальных параметров обмотки на $0,5\ t_1$, а для остальных - на t_1 Теоретически этот способ должен давать полное подавление пульсации напряжения U_{1-2}, практически - небольшие пульсации остаются, что можно объяснить наличием частичных продольных потоков в местах сдви-

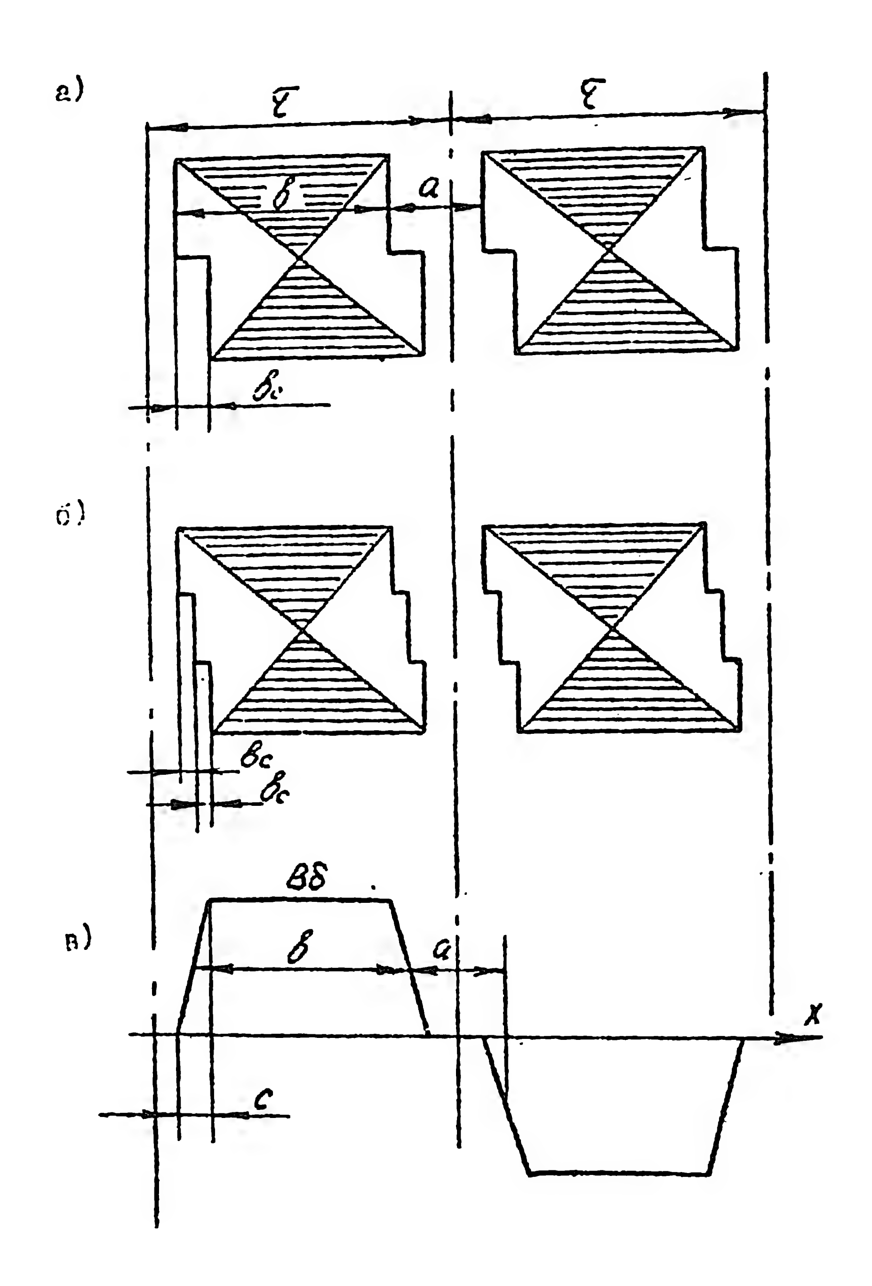


Рис. 3.8. Ступенчатый сдвиг полюсных башмаков:

а) двухступенчатый для двухходовой ($в_c = t_1$)и трехходовой ($в_c$ = 0,75 t_1 или I,5 t_1);

б) трехступенчатый для трехходовой обмотки ($в_c$ = 0,5 t_1 или I,0 t_1);

в) идеализированная кривая распределения магнитной индукции Вδ = f (X).

га полюсных башмаков. В случае трехходовых обмоток для уменьшения пульсации напряжения может быть применен также двухступенчатый сдвиг полюсных башмаков с расстоянием между половинами башмаков, равным 0,75 t_1 или I,5 t_1 (рис.3.8,а).

5. Выбор оптимальной величины коэффициента полюсного перекрытия. Как показывает исследование, изменение ширины башмака главного полюса влияет на пульсацию напряжения u_{1-2} В случае идеализированной кривой магнитной индукции $B\delta(x)$ в виде прямолинейной трапеции (рис. 3.8,в) для двухходовой обмотки при $b/2t$ = целому числу ,для трехходовой обмотки с оптимальными параметрами при b / I,5 t_1 = целому числу или остальных случаев трехходовой обмотки при $b/3t_1$ = целому числу полностью исчезают пульсации напряжения u_{1-2} в зоне расположения щеток, но остаются пульсации u_{1-2} в межщеточных промежутках. В приведенных выражениях b обозначает длину средней линии трапеции. При других соотношениях: для двухходовых обмоток a/t_1 = нечетному числу, для трехходовых $2a$ /I,5_1 = нечетному числу, пропадают пульсации u_{1-2} в межщеточных промежутках, но под щетками остаются (здесь $a = \tau - b$). Для трехходовых обмоток можно подобрать такое отношение b/t_1 , при котором пульсации напряжения u_{1-2} под щетками получаются незначительными и в остальной части коллектора пульсации u_{1-2} также остаются небольшими. Это подтверждается осциллограммами напряжения u_{1-2} , полученными при экспериментальном исследовании машины

ГП 1000-1500, выполненными при разной величине ширины башмаков главных полюсов.

6. Выбор наиболее выгодного распределения магнитного поля главных (а при нагрузке и добавочных) полюсов в воздушном зазоре по окружности якоря. Форма кривой индукции $B\delta(X)$ оказывает существенное влияние на характер и величину пульсаций напряжения U_{1-2}. Например, [5, 6], в идеальном случае, если кривая индукции $B\delta(X)$ имеет вид прямоугольной трапеции, то для двухходовой обмотки, когда проекция боковой стороны трапеции на ее основание $c\,2t_1$ (рис.3.8,в), а для трехходовой обмотки, когда С = 1,5 t_1 (в оптимальном случае) и С = $3t_1$ (в остальных случаях) пульсации напряжения U_{1-2} полностью исчезают. В реальных случаях, когда кривая $B\delta(X)$ представляет собой криволинейную трапецию, можно найти такую форму кривой $B\delta(X)$, при которой пульсации напряжения полностью отсутствуют. Во всех этих случаях боковая сторона трапеции кривой $B\delta(X)$ должна быть в достаточной степени пологой. В реальных машинах снижение индукции $B\delta$ по краям полюсной дуги получается более резким, т.е. если криволинейную трапецию заменить эквивалентной прямолинейной, то величина $C<2t_1$ или 1,5 t_1 (в особенности для режимов ослабления поля). Для МПТ, у которых производится в эксплуатации регулирование тока возбуждения (в случае двигателей – для изменения частоты вращения, в случае генераторов – для регулирования напряжения) распределение индукции $B\delta(X)$ на полюсном делении изменяется. При полном возбуждении, когда зубцы сердечника якоря, находящиеся под средней частью полюса, насыщаются, а боковые потоки полюсных башмаков возрастают, распределение индукции $B\delta(X)$ более благоприятное, так как кривая $B\delta(X)$ по краям полюсной дуги более пологая. При ослабленном возбуждении, т.е. в режиме максимальной частоты вращения двигателя, когда коммутация оказывается наиболее напряженной, спад кривой $B\delta(X)$ по краям полюсной дуги получается крутым, что может вызвать увеличение пульсаций напряжения U_{1-2}.

Для улучшения формы кривой $B\delta(X)$ рекомендуется и в компенсированных машинах увеличивать воздушный зазор под краями полюсных башмаков. Во всех проведенных выше рассуждениях и анализах, как и вообще в основной литературе, влияние зубчатости якоря не учитывалось, т.е. зубчатый якорь заменялся эквивалентным гладким якорем. Это оправдано тем, что зубцовые якорные гармоники, движущиеся вместе с якорем, не оказывают существенного влияния на форму кривой ЭДС сек-

ций. Однако влияние зубцовых гармоник, вызванных наличием пазов компенсационной обмотки в башмаках главных полюсов, может быть весьма существенным, особенно если шаг по пазам компенсационной обмотки t_{1K} выбран неправильно и период зубцовой гармоники совпадает с периодом "опасной" гармоники, как например: для $m = 2$ при $t_{1K}=2t_1$, $m=3$ при $t_{1K} = 1{,}5\,t_1$ или $3t_1$

Задача по выбору оптимальной конфигурации башмаков главных полюсов крупных МПТ на стадии проектирования и определение оптимальной величины и формы зазора $\delta(x)$ под полюсами может быть решена путем численного расчета магнитного поля в поперечном сечении машины и, на основе этого расчета ЭДС в секциях и определения кривой напряжения $U_{\ell-2}$ между коллекторными пластинами для различных вариантов исполнения полюсных башмаков. В настоящее время комплект пакетов программ для проведения подобных расчетов на ЭВМ серии ЕС разработан и используется при проектировании уникальных МПТ большой мощности.

Глава IУ. ОСОБЕННОСТИ КОММУТАЦИИ КРУПНЫХ МАШИН ПОСТОЯННОГО ТОКА

4.I. Энергетическая природа искрения и условия оптимальной коммутации

Основным вопросом проблемы коммутации МПТ [4, 5] является выяснение причин возникновения искрения между щетками и коллектором. Существует множество различных факторов, вызывающих искрение. Практически все они по природе своего возникновения могут быть разделены на две основные группы, а именно механического и электромагнитного характера.

Несмотря на разнообразие факторов, вызывающих искрение, и различные условия его образования, можно утверждать, что явление возникновения искрения во всех случаях имеет единую общую энергетическую природу. Хотя искрение может иметь место под набегающими краями и под серединой щеток, наиболее часто оно наблюдается под сбегающими краями щеток. Кроме того, согласно ГОСТ 2592-81 качество коммутации оценивается степенью искрения под сбегающими краями щеток. Поэтому этот случай искрения и будем в основном рассматривать далее.

Итак, основной физической причиной искрения является размыкание остаточного тока Δi (рис.4.I), проходящего через сбегающий край щет-

ки и выходящую из под нее коллекторную пластину, и связанное с этим скачкообразное изменение электромагнитной энергии, запасенной в магнитном поле, размыкаемой коммутируемой секции. Часть ее $W_{щ}$, выделяемую в щеточном контакте в виде электрического разряда, можно определить следующим образом (рис.4.I).

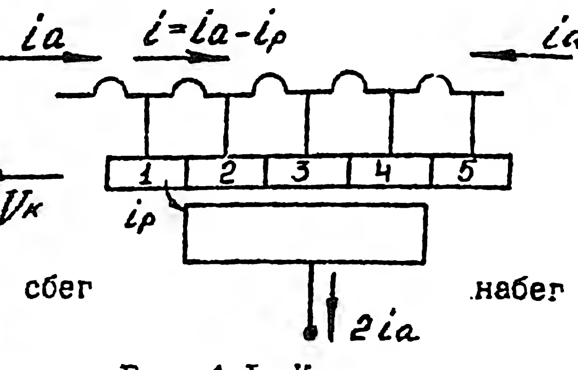


Рис. 4.I. К вопросу возникновения искрения под сбегающим краем щетки

$$W_{щ}=\int_{0}^{\tau_p} i_p U_p \, dt', \tag{4.I}$$

где τ_p - время размыкания секции (завершающего этапа коммутации); i_p – ток, протекающий между коллекторной пластиной и сбегающим краем щетки за время τ_p; U_p - напряжение между краем щетки и коллекторной пластиной; t' - время протекания завершающего этапа коммутации, причем при $t'=0$ $i_p=\Delta i$, а при $t'=\tau_p$, $i_p=0$. Так как процесс размыкания происходит быстро, то можно считать, что напряжение U_p определяется ЭДС, индуктируемой в размыкаемой секции, т.е.

$$U_p = L_p \frac{di}{dt'} = -L_p \frac{di_p}{dt'},$$

где L_p - результирующая (динамическая) индуктивность секции с учетом ее взаимоиндукции с другими коммутируемыми секциями и короткозамкнутыми контурами; $i=i_a-i_p$ - ток коммутируемой секции. Подставляя выражение для напряжения U_p в (4.I), получим

$$W_{щ}=-\int_{\Delta i}^{0} i_p L_p \, di_p = L_p \frac{\Delta i^2}{2}. \tag{4.2}$$

Если величина $W_{щ}$ превышает некоторое критическое значение, т.е. если $W_{щ} > W_{щкр}$, то возникает заметное искрение щетки.

Некоторые авторы считают, что вместо энергии $W_{щ}$ следует использовать в качестве критерия искрения мощность

$$P_{щ} = m W_{щ}, \tag{4.3}$$

где m - число разрывов остаточного тока в секунду, причем

$$m = V_к / U_п \beta_к . \tag{4.4}$$

В этой формуле число коллекторных пластин на паз $U_п$ учитывает то, что последняя секция паза имеет наибольшую индуктивность L_p (см.

далее § 4.4.)и искрение возникает, как правило, при размыкании именно этой секции. Если при расстройстве коммутации равномерное искрение имеет место под сбегающими краями щеток по всей длине коллектора, то износ щеток будет зависеть от удельной мощности, приходящейся на единицу длины $\ell_щ$ края щеток, $P_{щуд} = P_щ / \ell_щ$.

Исследования показали, что если удельная мощность $P_{щуд}$ меньше I Вт/см, то в случае применения современных электрографитированных, угольно-графитных или графитных щеток, обладающих свойством поглощать энергию, искрение практически не наблюдается. Указанный критерий, однако, не всегда является оправданным, поэтому необходимость установления уточненного энергетического критерия возникновения искрения для щеток различных марок остается в настоящее время актуальной.

В дальнейшем будем исходить из величины энергии $W_щ$, определяемой формулой (4.2). Эта энергия зависит от двух основных величин: остаточного тока Δi и результирующей индуктивности размыкаемой секции L_p. Рассмотрим, при каких условиях можно обеспечить минимальную величину тока Δi.

Согласно классической теории коммутации, которая исходит из допущений механического совершенства коллектора и щеточного аппарата и постоянства удельного сопротивления щеточного контакта, различают три основных случая коммутации[4, 5] : I) прямолинейную, когда $e_r + e_к = 0$; 2) замедленную, когда $|e_к| < |e_r|$; 3) ускоренную, когда $|e_к| > |e_r|$ и $e_к$ действует встречно e_r (рис.4.2). Теорети-

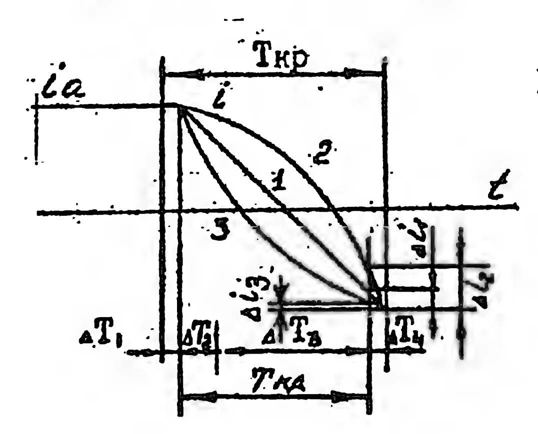


Рис. 4.2. Определение остаточного тока при прямолинейной (Δi_1), замедленной (Δi_2) и у ускоренной(Δi_3) коммутации

ческий период коммутации $T_к$ коммутируемой секции определяется для любого случая якорной обмотки выражением $T_к = b_{щр}/V_к = 60\beta'_щ/кn$, где $b_{щр}$ и $\beta'_щ$ – расчетная ширина щетки и расчетное щеточное перекрытие. Экспериментальные исследования ряда авторов выявили, что действительный период коммутации $T_{кд}$ отличается от расчетного $T_{кр}$. Исследования щеточного контакта на модели, выполненные Пуалигом, в Дрезденском техническом университете, показали, что весь период коммутации секции можно разделить на четыре временных интервала. Первый интервал

соответствует времени от начала касания коллекторной пластиной набегающего края щетки до момента пробоя пленки окислов, покрывающих поверхность коллектора, и образования точек непосредственного контакта, через которые начинает протекать ток. Длительность интервала ΔT_1 зависит от напряжения, действующего между краем щетки и набегающей коллекторной пластиной. Во втором интервале число точек непосредственного контакта невелико, они еще неполностью сформировались (то разрушаются, то вновь возникают), поэтому падение напряжения в щеточном контакте имеет повышенное значение по сравнению с квазистационарной вольт-амперной характеристикой щетки. В третьем интервале ΔT_3 процесс формирования контактных точек завершен вследствие большой поверхности щеточного контакта и падение напряжения в нем соответствует квазистационарной вольт-амперной характеристике. Четвертый интервал ΔT_4 соответствует завершающему этапу коммутации, когда существует лишь небольшое количество контактных точек. Процесс их формирования отстает от быстро меняющейся плотности тока, падение напряжения под щеткой возрастает. При этом наблюдается нестабильность щеточного контакта, что приводит к размыканию до истечения времени теоретически рассчитанного периода коммутации $T_{кр}$ остаточного тока Δi, протекающего через коллекторную пластину и сбегающий край щетки. Величину остаточного тока $\Delta i = / i_a - i /$ можно определить из рис. 4.2, предположив ,что размыкание этого тока происходит в начале интервала ΔT_4. Нетрудно видеть, что наибольшее значение тока Δi будет при замедленной коммутации, а при нормально ускоренной коммутации на всем участке нестабильности щеточного контакта величина остаточного тока Δi наименьшая (участок малого тока).

Таким образом ,нормально ускоренная коммутация наиболее благоприятна для предотвращения искрения на заключительной стадии коммутации.

Перейдя к средним значениям величин E_r и $E_к$, условие обеспечения ускоренной коммутации можно записать в виде уравнения.

$$E_к = E_r + U_{щ0} \qquad (4.5)$$

где $U_{щ0}$ - разность средних падений напряжений ($U_{щ2} - U_{щ1}$) между щеткой и соответствующими коллекторными пластинами, к которым подключены концы рассматриваемой секции при ускоренной коммутации. Как показывают исследования, величина $U_{щ0}$ составляет 0,3 - 0,4 В.

Условие оптимальной коммутации (4.5) справедливо для одной секции. Однако удовлетворить ему одновременно для всех секций одного и того же паза не представляется возможным, так как величины E_r и $E_к$

зависят от многих факторов, как например, щеточного перекрытия (неодинакового у различных щеточных бракетов), зазора под добавочными полюсами, несимметрии в расположении главных и добавочных полюсов, а также щеточных бракетов по окружности якоря и т.д. Вследствие невыполнения равенства (4.5) одновременно для всех секций паза возникает небалансная ЭДС

$$\Delta E = E_K - \left(E_г + U_{щ_0}\right). \tag{4.6}$$

Практика показывает, что если небалансная ЭДС невелика, то искрение щеток не наблюдается. Однако, когда эта ЭДС превосходит некоторое критическое значение $\Delta E_{кр}$ = 0,4 - 0,6 (0,7) В, то возникает заметное искрение. Величина небалансной ЭДС ΔE зависит не только от правильного выбора коммутационных параметров машины, но также в значительной степени от качества изготовления машины. Увеличение различных технологических отклонений при изготовлении машины приводит к возрастанию небалансной ЭДС ΔE и ухудшению коммутации.

Искрение под набегающим краем щеток имеет ту же физическую природу и может быть объяснено следующим образом. При неустойчивом механическом контакте происходят повторные разрывы секции в начале коммутации и возникает дуговое искрение, аналогичное искрению под сбегающим краем. При этом достаточное для возникновения искрения напряжение замыкания $U_з$ составляет 3 - 4 В. При устойчивом контакте и повышенных напряжениях происходят разогрев и выгорание первых точек контакта с последующим переходом в дуговое искрение. Напряжение $U_з$ в этом случае превышает 10 - 20 В. В общем случае для крупных машин критической величиной напряжения $U_з$ можно считать 6 - 7 В.

4.2. Конструктивное исполнение секций якорных обмоток крупных машин постоянного тока

Одним из наиболее важных элементов машины постоянного тока является якорная обмотка, при непосредственном участии которой в МПТ происходит преобразование энергии одного вида в энергию другого вида. Кроме того, параметры ее оказывают значительное влияние на характер протекания процесса коммутации. К этим параметрам относятся: число коллекторных пластин на паз $U_п$, щеточное перекрытие $\beta_щ$, сокращение шага обмотки $\varepsilon_к$, соотношение Z/P, тип обмотки и конструктивное исполнение секций.

Секции различного конструктивного исполнения, наиболее часто при-

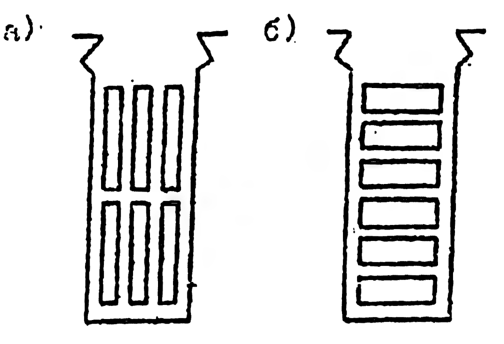


Рис.4.3. Конструктивное исполнение секций обмотки якоря МПТ

а)

б)

Рис.4.4. Цепи контурных токов в подразделенных секциях

а)

б)

Рис. 4.5

Способы укладки проводников якорной обмотки

меняемые в МПТ представлены на рис. 4.3 массивные или неподразделенные (НП) секции (рис.4.3,а); неразрезные секции (с гнутыми головками лобовых частей), подразделенные на два (НРП2, рис.4.3,б) и на три (НРП3, рис.4.3,в) элементарных проводника; разрезные секции (с паяными головками лобовых частей), подразделенные на два (РП2, рис.4.3, г) и на три (РП3, рис.4.3,д) элементарных проводника. Параметр c указывает число элементарных проводников по высоте секции.

В процессе коммутации при изменении тока в секциях от $+i_a$ до $-i_a$ происходит изменение пазового поля рассеяния, т.е. меняется потокосцепление проводников в пазу якоря. Это приводит к возникновению в проводниках вихревых токов, которые в основном будут замыкаться по пазовой части секции. Причем вихревые токи будут индуктироваться как в неподразделенных, так и в разрезных и неразрезных подразделенных на элементарные проводники секциях.

Взаимодействие магнитных полей основных и вихревых токов проводников иллюстрируется рис. 4.3,а, где для принятого направления основных токов в проводниках за плоскость рисунка, обозначенного знаком X, показаны часть силовых линий магнитного поля, созданного основными токами, а также векторы индукций указанного поля $\bar{B}_п$ и поля вихревых токов $\bar{B}_{вх}$ для случая нарастания тока в проводниках. Вихревые токи в соответствии с законом Ленца стремятся сохранить неизменным магнитный поток, сцепленный с проводниками в пазу, т.е. будут уменьшать скорость изменения пазового поля рассеяния, тем самым уменьшая реактивную ЭДС. В этом заключается благоприятное воздействие вихревых токов на коммутацию. Но, с другой стороны ,за счет суммирования вихревых токов с основным получается неравномерное распределение плотности тока по высоте проводника, причем повышение плотности тока будет в верхней части проводника. Это обстоятельство может рассматриваться как уменьшение поперечного сечения проводника, т.е. увеличение сопротивления проводника и, в конечном итоге, увеличение потерь в нем.

В подразделенных по высоте секциях, кроме вихревых токов, возникают также и контурные токи. Они обусловлены действием в контуре, образованном элементарными проводниками, принадлежащими одной секции и лежащим в разных слоях паза, разностью ЭДС,в этих проводниках. Действительно, из двух элементарных проводников одной секции у проводника, расположенного в более нижнем слое паза, потокосцепление больше, чем у проводника, находящегося над ним. Отсюда следует, что и значение

ЭДС в нижнем проводнике будет выше, чем у верхнего.

В качестве примера показаны цепи контурных токов для НРП2 (рис. 4.4,а) и РП2 (рис.4.4,б) секций. Из анализа рисунка видно, что величины контурных токов в РП и НРП секциях различны, так как они замыкаются по контурам с разным сопротивлением и в контурах НРП секций действует меньшая ЭДС вследствие изменения расположения соответствующих элементарных проводников в слоях двух пазов (см.рис. 4.3,б и в). Следовательно, влияние контурных токов на изменение реактивной ЭДС и добавочные потери в НРП и РП секциях неодинаково. Количественная оценка влияния вихревых и контурных токов на указанные факторы будет выполнена в последующих разделах.

Кроме конструктивного исполнения секций, необходимо также оценить способы укладки (расположения) проводников в пазах якоря. Выбор способа укладки определяет технологичность изготовления обмотки, величину дополнительных потерь в ней, ее демпфирующие свойства и т.д.

Два существующих способа укладки проводников прямоугольного сечения в пазах якоря, так называемые способы на "ребро" представлены на (рис.4.5,а) и "плашмя" (рис.4.5,б). Причем в качестве примера взят паз с $U_n = 3$. При укладке проводников "плашмя" требуется меньше пазовой изоляции ,чем при укладке на "ребро", что позволяет повысить коэффициент заполнения паза медью. Кроме того, как видно из рис.4.5, при этом способе условия отвода тепла более равномерны для всех проводников паза.

Несмотря на указанные преимущества расположения проводников "плашмя", способ укладки на "ребро" является более технологичным и в основном применяется в МПТ. Дело в том, что при укладке проводников "плашмя" сложно технологически выполнять изгиб в лобовых частях и перед входом в петушок коллекторной пластины проводник необходимо повернуть в сечении на 90^{0}. Данный способ используется только в тяговых машинах для электровозов с целью уменьшения добавочных потерь в этих высокоскоростных МПТ.

4.3. Расчет реактивной ЭДС и добавочных коммутационных потерь

Как уже отмечалось, важнейшим параметром, характеризующим напряженность коммутации МПТ, является реактивная ЭДС E_r . Расчет ее может быть выполнен различными методами с различной степенью точности.

Классическим методом, позволяющим определить среднее значение реактивной ЭДС секции с учетом ширины щетки, является графический метод Р.Рихтера [4]. Покажем его суть на примере простой петлевой равносекционной обмотки с диаметральным шагом, имеющей данные $2p = 4$; $Z = 40$; $U_n = 3$; $K = 120$; $y_1 = 30$; $y_{12} = 10$. Расположение сторон I,2 и 3 секций в пазах представлено на рис. 4.6. Так как щеточное перекрытие $\beta_щ = 3$, то при одновременном изменении тока в нес-

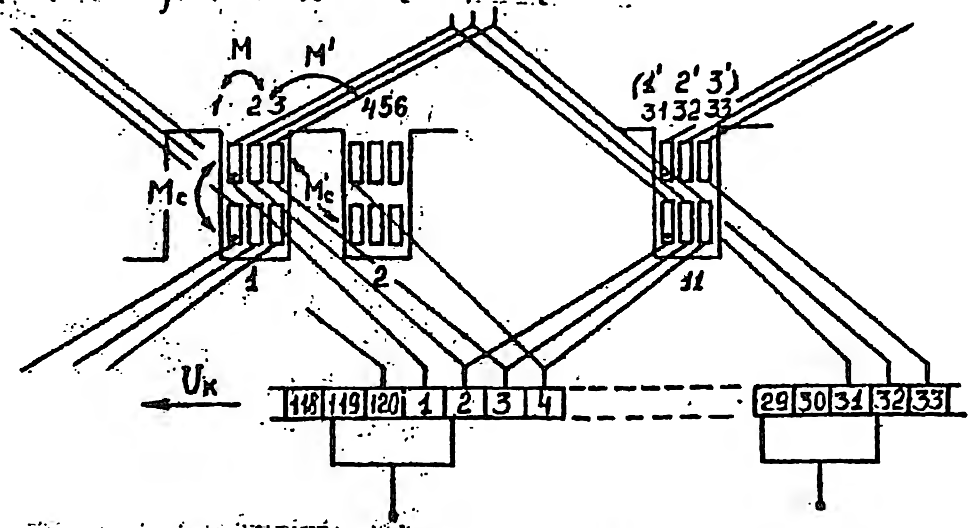


Рис. 4.6. Фрагмент простой петлевой равносекционной обмотки якоря

кольких секциях, кроме ЭДС самоиндукции, в них возникают ЭДС взаимоиндукции. При этом взаимная индуктивность M секций I, 2, 3, расположенных рядом в одном слое в каждом из пазов I и П вследствие их полной магнитной связи в пазовой части близка к собственной индуктивности этих секций, т.е. $M_{12}=M_{13}=M_{23}=M=(0,9-0,95)L_c$. Взаимная индуктивность секций, расположенных в соседних пазах, заметно меньше и равна $M'=(0,26-0,33)L_c$. Взаимоиндукция секций, расположенных в разных слоях одного и того же паза, $M_c = (0,26-0,30)L_c$, в разных слоях соседних пазов $M_c' = (0,05-0,08)L_c$. В излагаемом методе применяются допущения: коммутация прямолинейная; толщина изоляции между пластинами $\Delta_щ = 0$; взаимные индуктивности $M \approx L_c$; $M' = 0$; $M_c' = 0$ (взаимоиндукция секций, расположенных в различных пазах не учитывается). Принимается также предположение об электрической и магнитной симметрии машины. Это позволяет четырехполюсную машину заменить эквивалентной двухполюсной и тогда стороны секций 31, 32, 33 находятся в тех же пазах, что и стороны рассматриваемых секций I, 2, 3, но в других слоях обмотки. Так как $y_1 = 30$ = целому числу, то комму-

тация в секциях 3I, 32, 33 (обозначим их условно I′, 2′, 3′), замыкаем накоротко щеткой противоположной полярности, происходит одновременно с коммутацией секций I, 2, 3

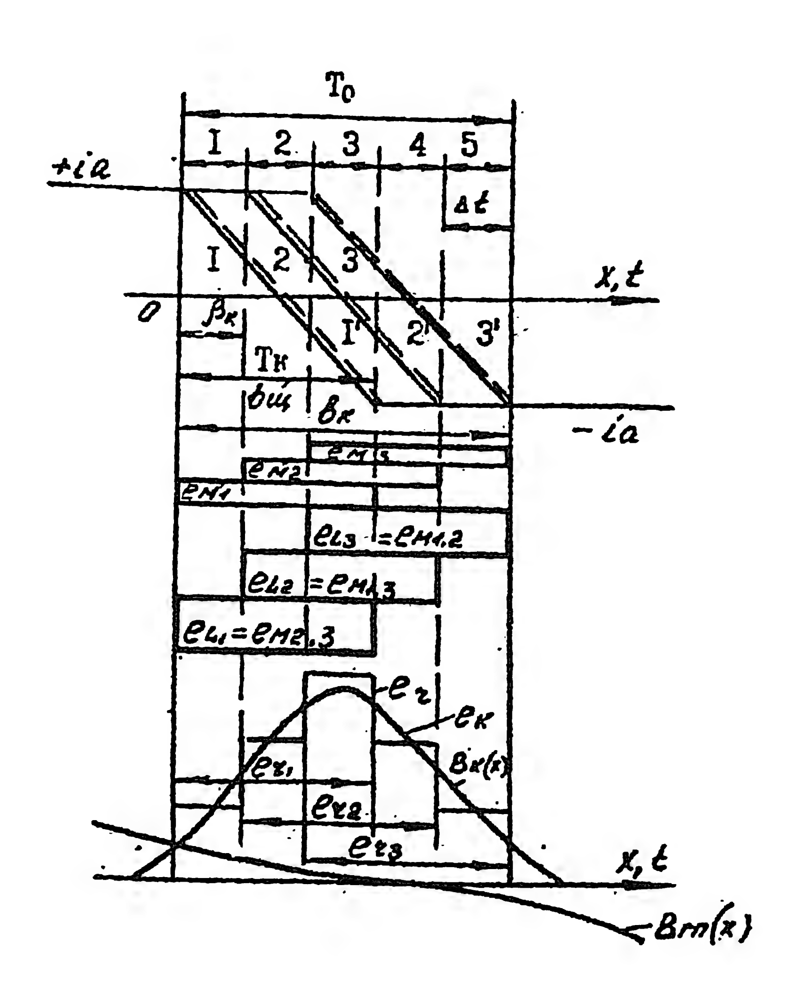


Рис. 4.7. Построение кривой реактивной ЭДС при прямолинейной коммутации($\frac{z}{p}$ = ц.ч. $U_п = 3$, $\varepsilon_к = 0$, $\gamma_щ = 3$)

Ток в соседних секциях I, 2, 3 изменяется со сдвигом во времени на интервал $\Delta t = \beta_к / U_к$, соответствующий повороту якоря на одно коллекторное деление (рис. 4.7). При этом время коммутации $U_п$ секций одного слоя паза

$$T_0 = T_к + (U_п - 1)\Delta t, \tag{4.7}$$

чему соответствует расстояние, пройденное серединой паза по окружности якоря, или ширина коммутационной зоны, $b_к = b'_щ + \beta'_к (U-1)$, где $b'_щ$ и $\beta'_к$ – ширина щетки и коллекторное деление, приведенные к диаметру окружности якоря.

В общем случае сложной обмотки якоря при $y_1 \neq \tau$ ширина коммутационной зоны

$$b_к = b'_щ + \beta'_к \left(U - \frac{a}{p} + |\varepsilon_к|\right), \tag{4.8}$$

где $\varepsilon_к = \frac{K}{2p} - y_1$ – укорочение шага, измеренное числом коллекторных делений.

В случае прямолинейной коммутации ЭДС само- и взаимоиндукций коммутируемых секций имеют постоянную величину и на рис. 4.7 изображаются в виде прямоугольников, причем высоты прямоугольников, изображающих ЭДС взаимоиндукции в секциях I, 2, 3 от изменения тока в секциях I', 2', 3' меньше, чем ЭДС самоиндукции секций I, 2, 3 или ЭДС взаимоиндукции между этими секциями, расположенными рядом друг с другом.

$$e_{L_1} = e_{L_2} = e_{L_3} = e_{M12} = e_{M13} = e_{M23},$$
$$e'_{M11} = e'_{M12} = e'_{M13} = e'_{M21} = e'_{M22} = e'_{M31} = e'_{M32} = e'_{M33}.$$

Суммирование всех ЭДС на первых интервалах времени I, 2, 3 определяет ступенчатую кривую реактивной ЭДС e_{r_1}, первой секции; на интервалах 2, 3 и 4 – ЭДС второй секции и интервалах 3, 4 и 5 – третьей секции e_{r_3}. Вся сту-

печатая кривая представляет собой реактивную ЭДС U_{ri} секции (трех секций), стороны которых расположены в одном слое паза (левые стороны в верхнем слое, правые – в нижнем слое).

Для обеспечения прямолинейной коммутации реактивную ЭДС e_r необходимо скомпенсировать коммутирующей ЭДС $e_к$. Форма кривой $e_к(t)$ определяется распределением магнитной индукции $B_к(X)$ в зоне коммутации, причем зависимость $B_к(X)$ может представлять только плавную кривую (см. рис.4.7). Таким образом, идеальную компенсацию реактивной ЭДС с помощью коммутирующей ЭДС для любого момента времени, как показывает рис. 4.7, невозможно обеспечить даже теоретически. Построенная ступенчатая кривая $e_r(t)$ дает возможность найти средние значения реактивной ЭДС для каждой секции $e_{r1ср}$, $e_{r2ср}$, $e_{r3ср}$. Для данной обмотки важно подобрать форму кривой поля так, чтобы обеспечить компенсацию средних реактивных ЭДС секций за счет коммутирующих ЭДС $e_{к1ср}$, $e_{к2ср}$, $e_{к3ср}$. Однако это не всегда возможно (в частности, например, для ступенчатых обмоток). Кроме того, необходимо учесть, что в коммутационную зону проникает магнитное поле главных полюсов (кривая $B_{гп}(X)$ на рис. 4.7), которое на одном крае коммутационной зоны усиливает поле добавочных полюсов, а на другом – ослабляет, и тем самым создавая условия для возникновения небалансной ЭДС в отдельных коммутируемых секциях (не говоря уже о влиянии других факторов, в том числе технологического характера).

В большинстве случаев при проектировании МПТ находят среднее значение реактивной ЭДС для всех секций паза, а именно

$$e_{rср} = (e_{r1ср} + e_{r2ср} + e_{r3ср})/3 = E_r.$$

Исходя из условия оптимальной коммутации (4.5), определяют среднюю величину коммутирующей ЭДС $E_к$ и по ней производят расчет параметров добавочных полюсов (число витков $W_д$, величины зазоров $\delta_{д1}$ и $\delta_{д2}$).

Графический метод определения реактивной ЭДС E_r, хотя является наглядным, оказывается достаточно сложным и неудобным для практического использования, особенно в случае волновых ступенчатых петлевых обмоток. Поэтому на практике применяется метод М.Цорна, в котором графическое построение заменено расчетом с использованием вспомогательных кривых, построенных по данным, полученным по способу Р.Рихтера. Расчет реактивной ЭДС E_r производят по формуле [I]

$$E_r = 2l W_c V_a A \xi , \qquad (4.9)$$

где среднюю результирующую проводимость коммутируемой секции определяем с учетом щеточного перекрытия

$$\xi = \frac{4U'}{2\beta'_{щ}}(\lambda_п + \lambda_к) + \lambda_л \frac{l_л}{l}. \qquad (4.10)$$

В этой формуле $4U'$ – среднее число одновременно коммутируемых сторон секций в коммутационной зоне, которое зависит от расчетного щеточного перекрытия $\beta'_{щ}$, числа секций на паз $U_п$ и сокращения шага $\varepsilon_к$ и находится по кривым, представленным на рис. 4.8; $l_л$ – длина лобовой части секции.

Расчетное щеточное перекрытие

$$\beta'_{щ} = b_{щр} / \beta_к , \qquad (4.11)$$

где $b_{щр}$ – расчетная ширина щетки с учетом раздвижки щеток на $\Delta_{щ}$ при установке их на щеточном бракете

$$b_{щр} = b_{щ} + \Delta_{щ} - \Delta_{из} + \beta_к\left(1 - \frac{a}{p}\right) \qquad (4.12)$$

Удельные магнитные проводимости $\lambda_п$; $\lambda_к$ и $\lambda_л$ для полей пазового рассеяния, по коронкам зубцов и лобового находят следующим образом:

$$\lambda_п = \mu_0\left(\frac{h_1}{3b_п} K_d + \frac{h_2}{b_п}\right), \qquad (4.13)$$

где h_1 – высота меди в пазу, h_2 – высота паза над медью; $b_п$ – ширина паза (рис. 4.9,а); K_d – коэффициент демпфирования, обусловленный влиянием вихревых и контурных токов в проводниках секций.

$$\lambda_к = \mu_0\left(\frac{b_{z_1}}{2\delta_{g_1}} + 0,3\right), \qquad (4.14)$$

где b_{z_1} – ширина головки зубца; δ_{g1} – зазор под башмаком добавочного полюса (рис. 4.9,б).

Величину $\lambda_л$ определяем по опытным данным:

$$\lambda_л = 0,4 \ldots 0,75 , \qquad (4.15)$$

причем меньшее значение $\lambda_л$ соответствует немагнитному бандажу на лобовых частях обмотки якоря, большее значение $\lambda_л$ – бандажу из магнитной проволоки. Величина коэффициента демпфирования K_d при обычных расчетах принимается равной I. Однако при уточненных расчетах реактивной ЭДС коэффициенты $K_d = K_{Lп}$, учитывающие влияние вих-

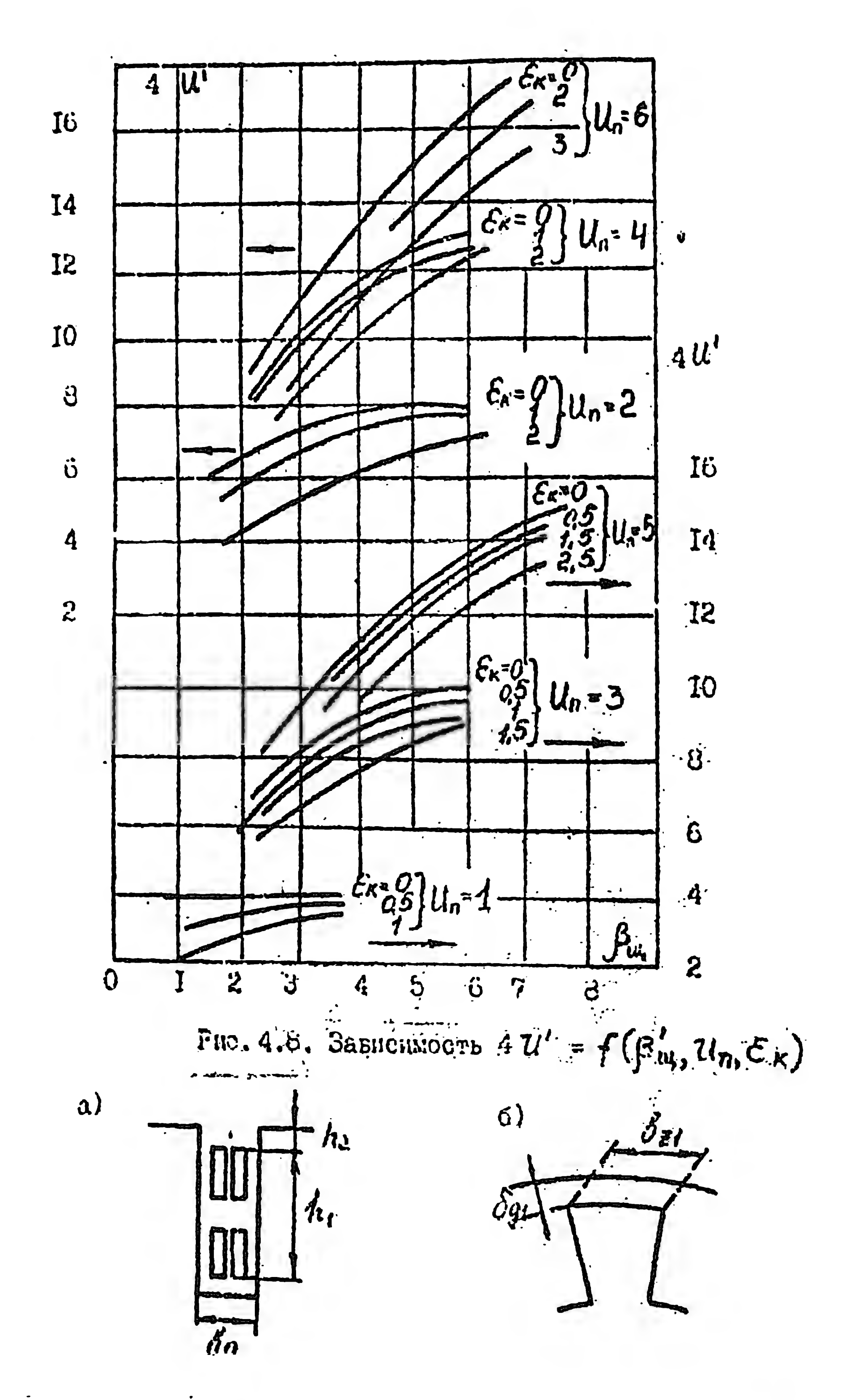


Рис. 4.8. Зависимость $4U' = f(\beta'_{щ}, U_п, \varepsilon_к)$

Рис. 4.9. К расчету магнитных проводимостей $\lambda_п$ и $\lambda_к$

а)

$K_{Lп}$

0,75

0,5

0,25

2,5 5 10 25 T'^*

c=3 c=2 c=3 c=2 c=1

НРП РП

б)

$K_{Rп}$

25 10 5 2 1 0,5

2,5 5 10 25 T'^*

c=1 c=2 c=3 c=3

РП НРП

Рис. 4.10. Зависимости $K_{Lп} = f(\bar{T}'^*)$ (а) и $K_{Rп} = f(T'^*)$ (б) при $\lambda = 1$

ревых и контурных токов в проводниках якорной обмотки на коммутацию, находятся для секций различного конструктивного исполнения по кривым $K_{Ln}=f(T'^*,\lambda)$, построенным по методике, разработанной в ЛПИ [8] (см.рис. 4.10,а). Относительная постоянная времени T'^* определяется по формуле

$$T'^* = \mu_0 b h^2/\rho b_n T_0 , \qquad (4.16)$$

где b - ширина меди паза; h - высота секции; ρ - удельное сопротивление меди; T_0 - время коммутации одного слоя меди паза для любого типа обмотки

$$T_0=T_K+(U_n-1)\Delta t=[b_{щр}+(U_n-1)\beta_K]/U_K \qquad (4.17)$$

Параметр λ - относительная длина лобовой части секции.

$$\lambda=\ell_\lambda/\ell. \qquad (4.18)$$

С возрастанием частоты вращения, как показывают (4.16) и (4.17), постоянная времени T'^* увеличивается, а коэффициент K_{Ln}, согласно рис. 4.10,а, уменьшается, что приводит к уменьшению результирующей проводимости ξ. Таким образом, влияние вихревых и контурных токов на коммутацию усиливается при возрастании частоты вращения МПТ. Для крупных МПТ постоянная времени T'^* = 3 - 15 (20). Величина K_{Ln}, наименьшая для массивных проводников (например, при T'^* = 10; K_{Ln}=0,5); для разрезных секций с числом элементарных проводников C = 2 или C = 3 величина K_{Ln} несколько возрастает, а для неразрезных секций при C = 2 и C = 3 K_{Ln} возрастает в большей степени (см.рис.4.10, а). Таким образом, демпфирующее влияние вихревых и контурных токов, особенно в случае неподразделенных (массивных) проводников, может привести к заметному уменьшению реактивной ЭДС E_r (на 10 - 20%).

Однако вихревые и контурные токи, возникающие в проводниках обмотки во время коммутации, имеют и нежелательное действие, так как создают добавочные коммутационные потери $P_{дкм}$ в обмотке. Расчет этих потерь можно произвести, используя кривые $K_{Rn}=f(T'^*,\lambda)$, построенные для секций различной конструкции по методике, разработанной в ЛПИ [8]. По этим кривым (рис. 4.10,б), рассчитав предварительно T'^* и λ по (4.16) и (4.18), определяем значение коэффициента K_{Rn} возрастания сопротивления секций во время коммутации. Коэффициент возрастания сопротивления всей обмотки якоря находим по формуле

$$K_{Ra}=1+\frac{T_0}{T_\tau}(K_{Rn}-1), \qquad (4.19)$$

где $T_\tau=\tau/V_a$ - время поворота якоря на полюсное деление.

Добавочные коммутационные потери в меди якоря

$$P_{дкм} = r_a (K_{Ra} - 1) I_a^2. \tag{4.20}$$

Расчеты показывают, что в неблагоприятных случаях (при C = I и высокой частоте вращения) добавочные коммутационные потери сравнимы с основными потерями в меди обмотки якоря и составят величину, превосходящую 0,5% $P_н$ машины. В то же время по ГОСТу при расчете КПД машины все добавочные потери (в меди и стали) принимаются равными 0,5% $P_н$

В каждом конкретном случае при проектировании МПТ необходимо конструкцию обмотки якоря выбирать так, чтобы обеспечить, с одной стороны, надежную коммутацию, а с другой – получить допустимое значение добавочных потерь $P_{дкм}$

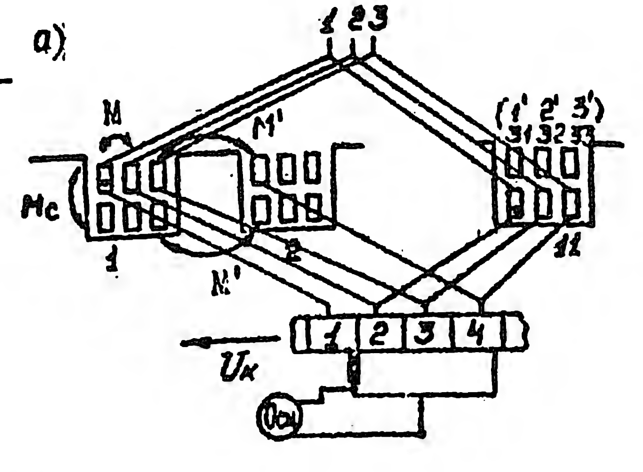
4.4. Взаимное демпфирование коммутируемых секций на завершающем этапе коммутации и оценка их демпфирующих свойств

Рассмотрим более подробно результирующую индуктивность коммутируемой секции в момент ее размыкания на завершающей стадии коммутации. От величины этой индуктивности, как было показано в разделе 4.I, зависит энергия, выделяемая под краем щетки в виде электрического разряда (выражение 4.2).

Исследование выполним на примере простой петлевой обмотки, рассмотренной в предыдущем параграфе ($2p$ = 4, Z = 40, K = I20; $U_п$ = 3, y_1 τ = 30; $\beta_щ$ = 3). В момент размыкания I-й секции, как видно из рис. 4.II;а, оказываются замкнутыми накоротко секции 2 и 3 щеткой той же полярности, а секции $2'$ и $3'$ (32 и 33) замкнуты щеткой другой полярности. Так, секции I, 2, 3, расположенные рядом в одних и тех же пазах, имеют тесную взаимоиндуктивную связь ($M \approx 0,95\, L_c$), а между секциями I, 2, 3 и секциями I', $2'$, $3'$ взаимоиндуктивная связь значительно слабее, то для простоты будем учитывать электромагнитную связь между секциями, расположенными своими сторонами рядом в одном слое. Итак, происходит размыкание остаточного тока в I-й секции, которая имеет тесную электромагнитную связь со 2-й и 3-й секциями. Эти две секции можно заменить одним короткозамкнутым контуром, поскольку индуктивные параметры 2-й и 3-й секций практически одинаковы (при щеточном перекрытии $\beta_щ$ = 2 будет замкнута накоротко

только одна 2-я секция). Таким образом, приходим к схеме, представленной на рис. 4.12, состоящей из двух контуров с индуктивностями L_1, L_2 и M, один из которых разрывается и при этом возникает напряжение разрыва U_p. Так как процесс размыкания происходит очень быстро, то падением напряжения в сопротивлениях этих контуров r_1 и r_2 можно пренебречь. Тогда получаем систему уравнений

$$\left.\begin{aligned} L_1\frac{di_1}{dt}+M\frac{di_2}{dt}&=U_p\\ M\frac{di_1}{dt}+L_2\frac{di_2}{dt}&=0\end{aligned}\right\} \quad (4.21)$$



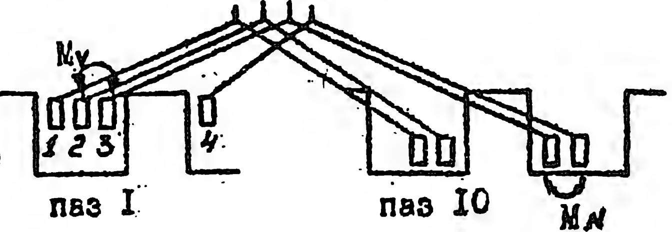


Рис 4.II. Условия взаимного демпфирования при размыкании секции равносекционной (а) и ступенчатой (б) петлевой обмотки

Кроме того, для первого контура можно написать

$$L_{p1}(di_1/dt)=U_p. \quad (4.22)$$

Откуда результирующая индуктивность размыкаемого контура

$$L_{p1}=U_p/di_1/dt. \quad (4.23)$$

Решая систему уравнений (4.21), находим производную

$$\frac{di_1}{dt}=\frac{\begin{vmatrix} U_p & M\\ 0 & L_2\end{vmatrix}}{\begin{vmatrix} L_1 & M\\ M & L_2\end{vmatrix}}=\frac{U_pL_2}{L_1L_2-M^2}=\frac{U_p}{L_1\left(1-\frac{M^2}{L_1L_2}\right)}. \quad (4.24)$$

Подставляя ее в (4.23), получим

$$L_{p1}=L_1\left(1-\frac{M^2}{L_1L_2}\right). \quad (4.25)$$

Для рассматриваемого случая

$$L_{p1}=L_1(1-0{,}95^2)=0{,}1L_c.$$

Таким образом, результирующая индуктивность L_p первой секции оказывается маленькой. При размыкании остаточного тока Δi этой сек-

ции только 0,I часть энергии, запасенной в магнитном поле этой секции, выделится под сбегающим краем щетки и искрение практически будет отсутствовать. Эта секция, имеющая тесную электромагнитную связь с соседней замкнутой накоротко секцией, была названа Дрейфусом несамостоятельно коммутирующей (по терминологии В.П Толкунова [9] - необособленной).

В.П.Толкуновым было введено понятие коэффициента демпфирования G_p, представляющего собой отношение результирующей (динамической) индуктивности секции L_p к собственной (статической) индуктивности L_c и характеризующей ту часть энергии магнитного поля секции, которая выделяется в щеточном контакте при размыкании секции, т.е.

$$G_p = L_p / L_c = W_щ / W_c \qquad (4.2)$$

Так как в момент размыкания остаточного тока Δi в I-й секции тесной магнитной связи почти такой же ток индуктируется в соседних замкнутых накоротко секциях, то энергия магнитного поля всех этих секций изменяется мало, и лишь небольшая ее часть выделяется в щеточном контакте. Нетрудно заметить, что в данном случае для первой секции G_p = 0,I.

При размыкании тока Δi во 2-й секции имеет место аналогичная картина, так как рядом с ней расположена 3-я замкнутая накоротко секция. Таким образом, 2-я секция также является несамостоятельно коммутирующей (необособленной) и для нее L_{p2} = 0,I и G_{p2} = 0,I.

В других условиях находится 3-я, последняя секция в пазу. Она имеет заметно меньшую индуктивную связь с 4-й и 5-й секциями (а также 4' и 5'), расположенными в соседнем пазу (M' = (0,28 -0,32) L_c).

Результирующая индуктивность 3-й секции L_{p3} = (I - 0,32^2) = 0,9 L_c, а коэффициент демпфирования $G_p \approx$ 0,9. (В действительности в данной обмотке, вследствие одновременного размыкания секций 3 и 3', G_p возрастает и становится примерно равным I,5).

3-я секция (последняя в пазу) названа самостоятельно коммутирующей (или обособленной). При размыкании остаточного тока этой секции почти вся энергия (90%), запасенная в магнитном поле этой секции, выделится под щеткой в виде электрического разряда и, если при этом $W_щ > W_{щ\,кр}$, то возникает искрение.

Рассмотрим теперь ступенчатую обмотку, для чего в предыдущей обмотке примем шаг y_1 = 28 и получим две коротких секции одну длинную (рис. 4.II,б).

При размыкании I-й секции 2-я, рядом расположенная, остается замкнутой накоротко. Следовательно, I-я секция, как и в предыдущем примере, будет несамостоятельно коммутирующей (необособленной) и для нее $L_{p1} \approx 0{,}1$ и $G_{p1} \approx 0{,}1$.

В других условиях при размыкании находится 2-я секция, левая сторона которой лежит в верхнем слое одного и того же паза рядом со стороной короткозамкнутой 3-й секции. Правая сторона 2-й секции находится последней в нижнем слое паза 10 и не имеет тесной магнитной связи с нижней стороной 3-й секции, расположенной в следующем пазу 11. Взаимная индуктивность этих секций $M_V = (0{,}45 - 0{,}55)\,L_c$. В этом случае при упрощенном расчете результирующая индуктивность 2-й секции $L_{p2} = L_c\ (1 - 0{,}5^2) = 0{,}75\ L_c$, а коэффициент демпфирования $G_{p2} = 0{,}75$. При размыкании 3-й секции верхние стороны 3-й и 4-й секций, расположены в разных пазах 1 и 2, а нижние стороны – в одном пазу 11. Взаимная индуктивность этих секций $MN = (0{,}72 - 0{,}77)$. Поэтому приближенно $L_{p3} = L_c\ (1 - 0{,}73^2) = 0{,}5\,L_c$, а $G_{p3} = 0{,}50$.

Таким образом, в ступенчатой обмотке на паз приходится две обособленных (или скорее частично обособленных) секции, и в отличие от равносекционной обмотки, имеющей одну обособленную секцию на паз, коэффициенты демпфирования в ступенчатой обмотке меньше, чем в равносекционной. Это обстоятельство является благоприятным для уменьшения вероятности возникновения искрения, так как энергия магнитного поля секций слоя паза дважды, но в меньшем количестве, выделяется под щеткой при выходе из под нее каждой второй и каждой третьей коллекторной пластины. В случае равносекционной обмотки эта энергия, в основном в большем количестве выделяется в щеточном контакте только один раз при размыкании последней секции паза при выходе из-под щетки каждой третьей коллекторной пластины.

Изложенные выше теоретические соображения подтверждаются экспериментальными исследованиями. Осциллограмма напряжения U_p на сбегающем крае щетки представлена на рис. 4.13. Напряжение U_p измерялось с помощью специальной вспомогательной узкой щетки, установленной рядом со сбегающим краем основной щетки и передающей на осциллограф потенциал коллекторной пластины (рис. 4.11,а). Другой вывод вибратора осциллографа подключается непосредственно к рабочей щетке машины, в качестве которой использовался двигатель постоянного тока 200 кВт, 450 В, 500 А, 500 об/мин., имеющий равносекционную простую петлевую обмотку с $U_n = 3$ (рис.4.13,а). Из рисунка видно, что напряжение меж-

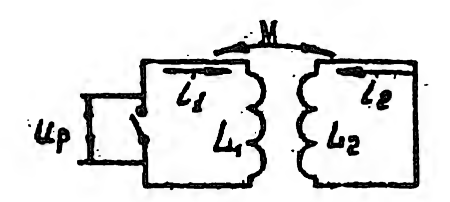


Рис. 4.12. К определению результирующей индуктивности L_p размыкаемой секции

Рис. 4.13. Осциллограммы U_p для машин: а) ЭДТ-200Б, n =550 об/мин, U_n =3 (замедленная коммутация); б) ПО-550, n =3000 об/мин, U_n =2 (ускоренная коммутация)

ду щеткой и коллекторной пластиной, примерно равное I В, в момент вы-

хода из-под щетки I-й и 2-й пластины лишь незначительно повышалось, но при выходе каждой 3-й пластины напряжение U_p скачкообразно возрастало до 3,5 В, что соответствует началу искрения под сбегающим краем щетки (при замедленной коммутации).

Приведенные выше расчеты коэффициента демпфирования, как было замечено ранее, являются приближенными, так как не было учтено влияние других короткозамкнутых секций, индуктивно связанных с размыкаемой секцией. Результаты более полных расчетов коэффициента G_p, выполненных по методу В.И.Толкунова [9], приведены в табл.4.I.

В машинах средней и большой мощности при относительно больших размерах проводников обмотки якоря на процесс коммутации оказывают влияние вихревые и контурные токи, возникающие в этих проводниках.

Таблица 4.I

Коэффициенты демпфирования G_p для различных типов якорных обмоток (без учета влияния вихревых и контурных токов)

Тип обмотки якоря	Равносекционная		Ступенчатая	Равносекционная трехслойная	Обмотка гладкого якоря
	$y_1 = \tau$	$y_1 < \tau$			
G_p	I,47	0,62-0,87	0,65-0,80	0,53-0,57	0,65-0,70 (0,5 - необособл.)

Можно видеть, что это влияние будет возрастать на завершающем этапе коммутации в момент размыкания остаточного тока, так как процесс размыкания протекает значительно быстрее процесса собственно коммутации, а время размыкания τ_p в десятки раз меньше периода коммутации секции T_k. В результате этого, демпфирующие свойства обмотки якоря возрастают, а коэффициент демпфирования G_p заметно снижается, и это зависит от конструктивного исполнения секций обмотки якоря.

В ЛПИ [10] был разработан метод расчета коэффициента демпфирования G_p с учетом влияния вихревых и контурных токов, а также сопротивления R_g контуров короткозамкнутых секций (в том числе сопротивления щеточного контакта). В результате выполненных расчетов для секций различного исполнения построены зависимости G'_p (T^*, λ, $K_{\delta i}$, R_g^*) (рис. 4.14). В качестве исходных величин приняты : относительная постоянная времени

$$T^* = \mu_0 b h^2 / \rho b_n \tau , \qquad (4.27)$$

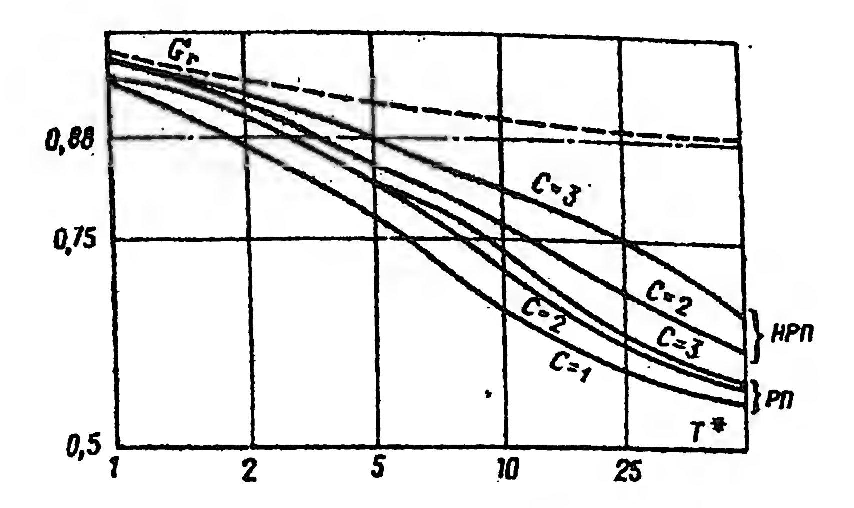


Рис. 4.14. Зависимости $G'_p = f(T^*)$ при $\lambda = 1$ и $K_{\sigma L} = 0{,}5$

где τ – время разрыва контура секции, принятое равным времен поворота коллектора на толщину изоляции $\Delta_{из}$; коэффициент $K_{\sigma L} = \frac{L_{c\sigma}}{L_0}$, где L_0 – результирующая индуктивность меди паза; $L_{c\sigma}$ – индуктивность секции от полей, не пронизывающих проводники паза. Кривые $G'_p(T^*)$ при $K_{\sigma L}$ = 0,5, λ = I и относительном сопротивлении R^*_g =3 для равносекционной обмотки, имеющей секции различной конструкции, приведены на рис. 4.14. Кроме того, на графике штрих-пунктирной линией показано значение $G'_p = G_p$ без учета вихревых и контурных токов и при R^*_g = 0, прерывистой линией показано значение коэффициента с учетом только сопротивления R^*_g = 3. Для крупных ШПТ значения T^*= 20 – 100 (150), $K_{\sigma L}$ = 0,3 – 0,7. Из рис. 4.14 видно, что влияние вихревых и контурных токов особенно велико при больших значениях T^* (и, следовательно, высоких частотах вращения) для обмоток, имеющих C = I, и разрезных обмоток C = 2 и C = 3. Для этих случаев коэффициент демпфирования G'_p, вследствие демпфирующего влияния вихревых и контурных токов, может уменьшиться в 1,5 – 2 раза по сравнению с G_p без учета этого влияния. Это означает ,что заметная часть энергии, запасенной в магнитном поле разрываемой секции, выделяется в виде потерь в проводниках обмотки якоря, что способствует уменьшению энергии, идущей на искрообразование, и понижает вероятность искрения. Демпфирующее влияние вихревых и контурных токов приводит также к уменьшению напряжения разрыва U_p. Это подтверждается сопоставлением осциллограмм $U_p(t)$ рис. 4.13,а и б. Кривая

$U_p(t)$ для машины малой мощности (500 Вт), имеющей обмотку якоря, выполненную из круглого проводника малого сечения, приведена на рис. 4.13,б. В этой машине вихревые токи в проводниках незначительны и напряжение U_p достигает значения 26 - 30 В.

4.5. Расчет процесса коммутации в мгновенных значениях с учетом демпфирования пазового поля рассеяния

Среди существующих методов расчета процесса коммутации МПТ наиболее перспективны методы, основанные на определении токов коммутируемых секций с помощью решения дифференциальных уравнений. Это объясняется тем, что характер изменения тока в коммутируемых секциях совместно с правильно выбранными критериями искрения позволяет определить границы ожидаемых областей безыскровой работы (ОБР) машины на стадии ее проектирования. Чем точнее и полнее производится учет факторов, влияющих на процесс коммутации, тем меньше будет расхождение между расчетной и реальной ОБР. Необходимо также отметить, что расчетная ОБР, в отличие от снятой экспериментально, позволяет оценить степень влияния каждого в отдельности коммутационного параметра на ширину и положение средней линии ОБР, т.е. расчетная ОБР является критерием для оптимизации выбора коммутационных параметров.

К настоящему времени существует достаточно много разработанных методов расчета процесса коммутации в мгновенных значениях [9]. Не останавливаясь подробно на анализе этих методов, отметим общий их недостаток: влияние вихревых и контурных токов в них или совсем не учитывается, или учитывается довольно приближенно, что не может удовлетворять современным требованиям, предъявляемым к проектированию МПТ. Иначе говоря, все существующие методы основаны на допущении, что секции обмотки якоря идеально расслоены и транспонированы (вихревые и контурные токи в них отсутствуют). Между тем, как показывают практика и экспериментальные исследования, влияние этих факторов на процесс коммутации существенно.

Отсутствие методов расчета процесса коммутации с учетом вихревых и контурных токов в обмотке якоря МПТ объясняется сложностью решения этой задачи, которая математически описывается цепнополевыми уравнениями, т.е. взаимосвязанными системами уравнений: системой обыкновенных дифференциальных уравнений для коммутируемых секций и системой уравнений в частных производных второго порядка, описывающей электро-

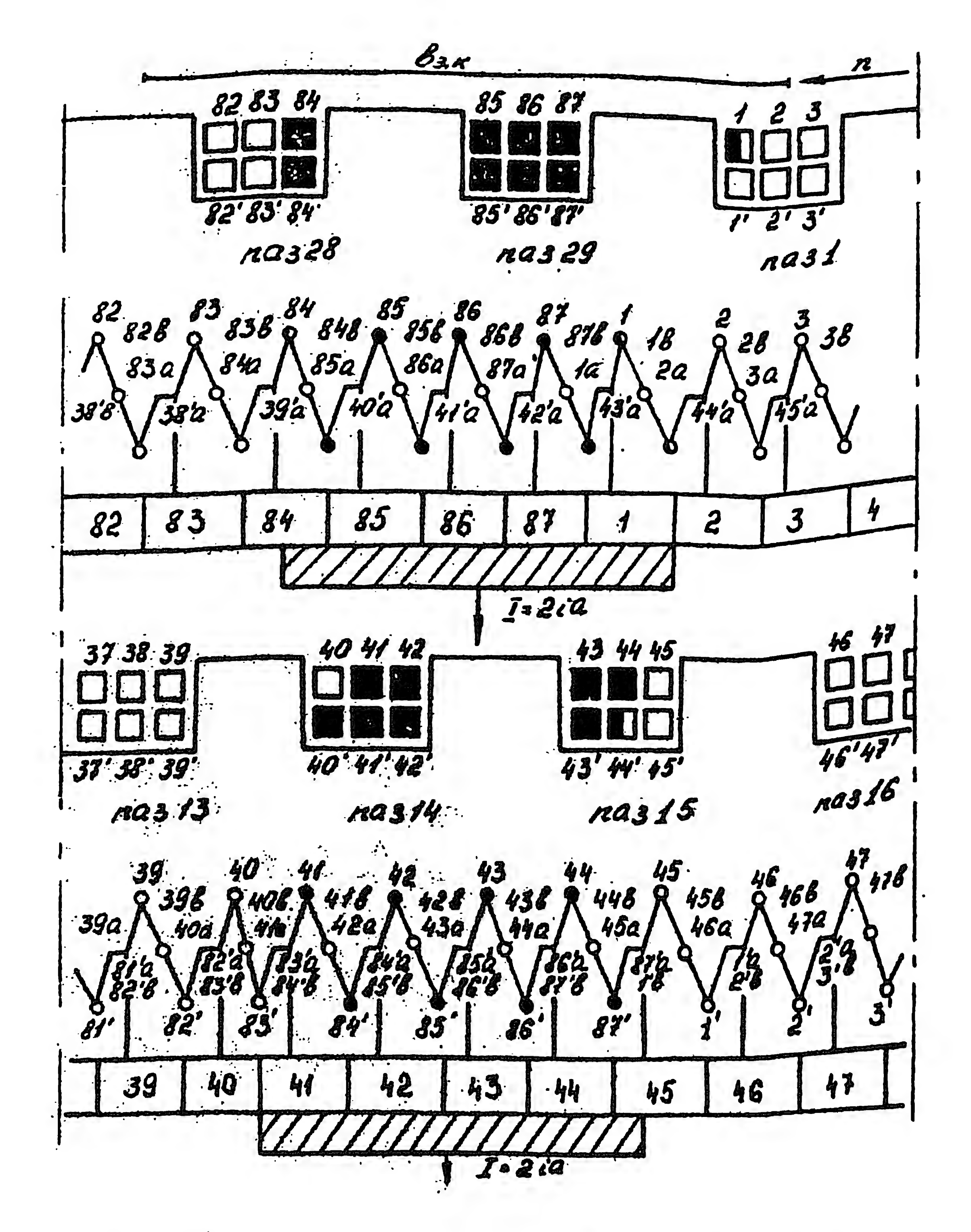


Рис. 4.15. Пространственное расположение и схема электрических связей коммутируемых секций машины МП13-45 на первом коммутационном интервале

магнитное поле внутри пазовой части каждого массивного элементарного проводника.

Практически единственно возможным путем решения данной задачи является приведение ее к чисто цепной. Метод сведения сложной цепно-полевой задачи к чисто цепной путем синтеза схем замещения для секций разной конструкции был рассмотрен в [8, 10, 11]

На базе использования схем замещения индуктивно связанных секций на кафедре электрических машин ЛПИ разработан метод расчета процесса коммутации с учетом вихревых и контурных токов [11] , который позволяет учесть активные и индуктивные параметры секции, взаимоиндуктивные связи между коммутируемыми секциями, падение напряжения под щеткой, тип обмотки якоря, конструкцию секции обмотки якоря, величину и форму коммутирующей ЭДС. Последовательность выполнения и результаты расчета коммутации по указанному методу покажем на примере машины МП 13-45, имеющей следующие параметры: P = 400 кВт; U = 400 В; I = 970 А; n = 600/1200 об/мин; $2p$ = 4; Z = 56; $U_п$ = 3; $\beta_{щ}$ = 4,5; обмотка якоря простая петлевая ступенчатая с неподразделенными по высоте секциями и первичным шагом y_1 = 43.

Первоначально многополюсная машина приводится к двухполюсной. Пространственное расположение и схема электрических связей коммутируемых секций машины МП 13-45 на первом коммутационном интервале, т.е. для момента времени, когда начинает коммутацию секция с номером 1 (номера секций даны по номерам их верхних сторон), представлены на рис.4.15. Под коммутационным интервалом понимается временной промежуток, в течение которого число и взаимное пространственное расположение секций остаются постоянными. В данном примере коммутационный интервал равен времени поворота коллектора на половину коллекторного деления.

Для наглядности анализа расчета процесса коммутации на рис.4.16 дан график последовательности коммутации секций рассматриваемое машины. Там же обозначены временные интервалы: $T_к$ - время коммутации одной секции; $T_1,\ldots,T_9$ - длительность коммутационного интервала (количество коммутационных интервалов во времени $T_к$ определяется параметрами обмотки якоря и щеточным перекрытием); $T_ц$ - время цикла, т.е. поворота якоря на одно зубцовое деление, по истечении которого все электромагнитные процессы в секциях обмотки якоря повторяются, например, токи i_1 , i_{44} , i_{87} в конце шестого коммутационного интервала становятся равными соответственно токам i_{85} , i_{41} , i_{84}

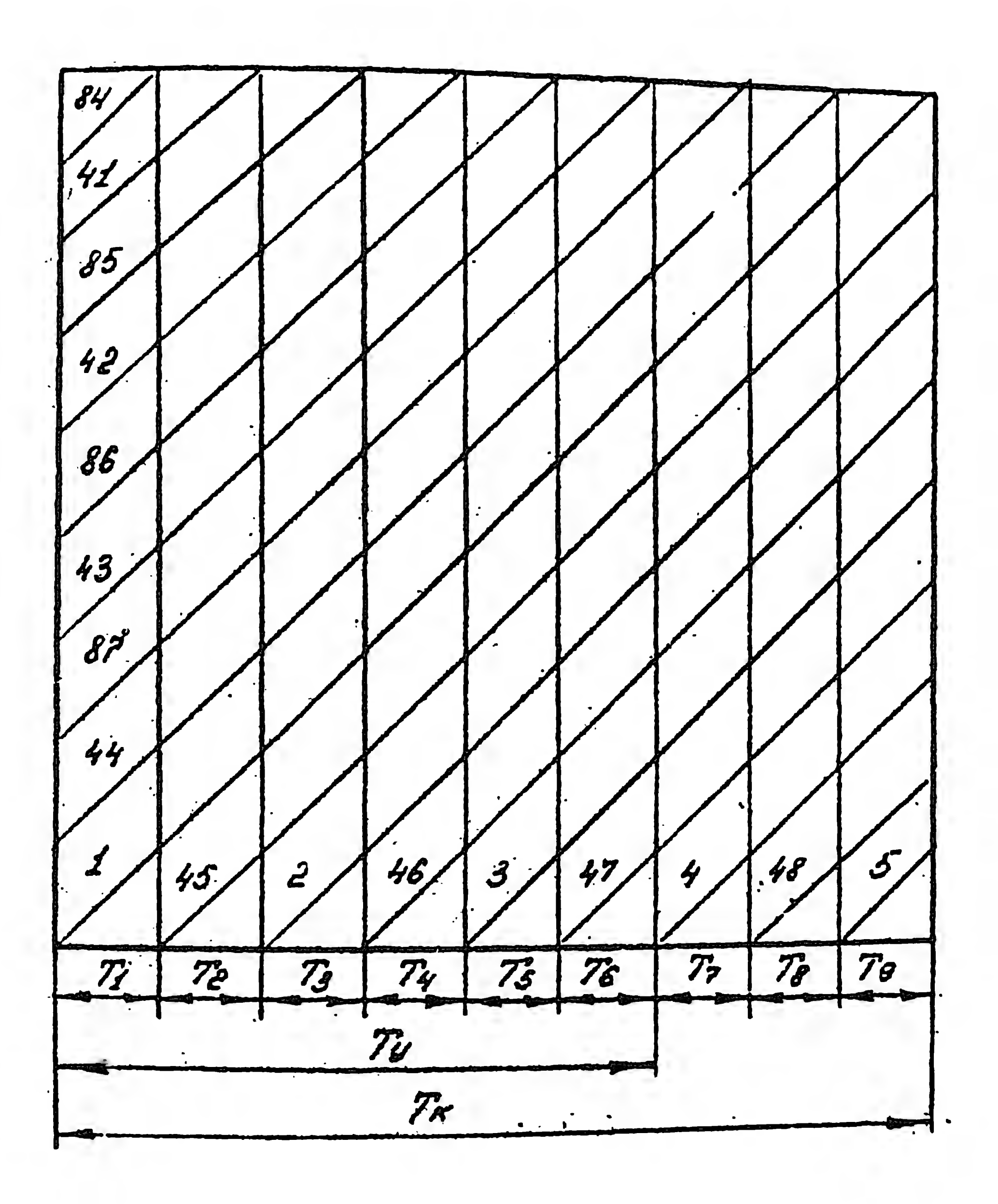


Рис. 4.16. График очередности коммутации секций машины МП 13-43

в начале первого коммутационного интервала T_1. Следовательно, для определения токов коммутации всех секций паза, расчеты достаточно выполнить для промежутка времени $T_ц$

Используя цепные (смешанные) схемы для проводников одного паза, в соответствии со схемой электрических связей (рис.4.15) строятся схемы замещения секций для каждого коммутационного интервала. Необходимо отметить, что цепные схемы замещения по сравнению со схемами с последовательным и параллельным включением контуров вихревых токов для обеспечения одинаковой точности требуют меньшего числа учитываемых контуров. Как показали многочисленные исследования, среднеквадратичная погрешность результатов расчета кривых тока коммутации при использовании цепных схем с одним контуром вихревого тока не превышает (2-3)%.

Фрагмент схемы замещения для секций паза 29 машины МП 13-45 на первом коммутационном интервале (рис.4.15) приведен на рис.4.17. На схеме введены следующие обозначения: $L_{\mu 1}$ и $L_{\mu 2}$ - части собственной индуктивности секции, которые обусловлены соответственно пазовым полем внутри объема меди этой секции и пазовым полем внутри объема меди вышележащей секции; L_{11}, L_{21}, r_{11}, r_{21} -

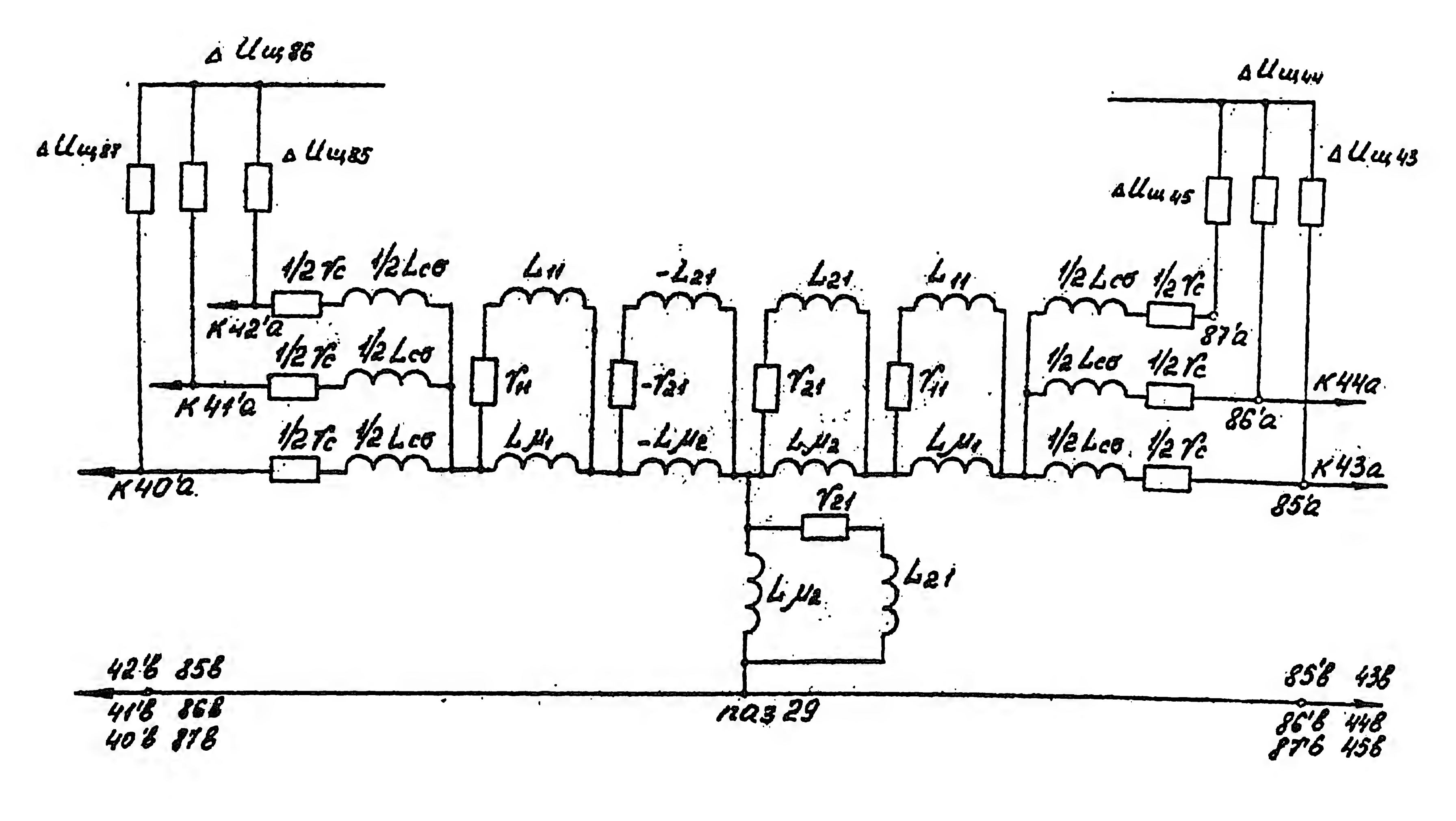
$$L_{\mu 1}=\mu_0 h\cdot \ell a/3 b_п, \quad L_{\mu 2}=\mu_0 h \ell a/b_п;$$

параметры контуров вихревых токов [11], равные

$$L_{11}=\mu_0 h\ell a/7b_п, \; L_{21}=\mu_0 h\ell a/10b_п, \; r_{11}=\rho\ell a/5b_c h, \; r_{21}=\rho\ell a/6b_c h,$$

где b_c - ширина меди секции.

После того, как для каждого коммутационного интервала составлены схемы замещения коммутируемых секций, для каждой схемы по второму закону Кирхгофа записывается своя система дифференциальных уравнений



4.17. Фрагмент схемы замещения секций машины 13-45 – на первом коммутационном интервале

$$\bar{M}_{jq} \times \begin{vmatrix} di_1/dt \\ \vdots \\ di_j/dt \\ \vdots \\ di_n/dt \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} i_1 \\ \vdots \\ i_j \\ \vdots \\ i_n \end{vmatrix} \times \bar{R} - \Delta \bar{U}_{щj} + \bar{e}_{kj}, \qquad (4.28)$$

где i_j и di_j / dt ($j = 1, 2, \ldots, n$) – ток и его производная в контуре j схемы замещения (номер j может иметь как контур коммутируемой секции, так и контур вихревого и контурного токов); M_{jq} – матрица статических собственных (при $j = q$) и взаимных (при $j \neq q$) индуктивностей контуров; $\bar{R}$ – столбцовая матрица активных сопротивлений контуров; $\bar{e}_{kj}$ и $\Delta \bar{U}_{щj}$ – столбцовые матрицы коммутирующих ЭДС и падений напряжений под щеткой.

Если бы расчет проводился без учета вихревых токов в меди проводников обмотки якоря, то в соответствии с рис. 4.Iб система (4.28) на каждом коммутационном интервале рассматриваемой машины имела бы порядок n = 9. Учет вихревых токов, приводит, в конечном итоге, к увеличению порядка системы (4.28). Например, в данном случае n = 33.

Важным моментом расчета процесса коммутации является определение параметров системы типа (4.28). Собственные статические индуктивности секций довольно точно рассчитываются аналитически, например по [4, 9] . Взаимные индуктивности коммутируемых секций можно найти по [9] , где приведены экспериментально полученные все еще встречающиеся в МПТ коэффициенты связи между секциями обмотки якоря. Коммутирующие ЭДС определяются из расчета поля в зоне коммутации, а падение напряжения под щеткой – по аппроксимирующим зависимостям статических или динамических характеристик щеточного контакта. Очень удобной для расчетов является аппроксимация

$$\Delta U_{щ} = A \operatorname{arctg} B j_{щ}, \qquad (4.29)$$

где A и B – аппроксимирующие коэффициенты. Для щеток марки ЭГ-74, которые применяются в машине МП 13-45, A и B соответственно равны 1,5 /В/ и 0,2 /мм^2/ А/.

Расчет процесса коммутации, т.е. решение систем типа (4.28) имеет ряд особенностей. Отметим две наиболее важные из них:

I. Полностью или частично неизвестны начальные значения токов (начальные условия) каждой из систем уравнений, записанных для всех коммутационных интервалов, содержащихся во времени $T_ц$ Поэтому для определения токов коммутации необходимо применять итерационные методы.

Так, например, для рассматриваемой машины в начале первого интервала T_1 система (4.26) 33-го порядка имеет 32 неизвестных условия. Известен только ток $i_1 = i_a$ секции, которая вступает в коммутацию первой в паузу (рис. 4.16). Остальные 32 начальных условия для 8 коммутируемых секций и 24 вихревых контуров необходимо задавать произвольно. Для токов в коммутируемых секциях это возможно сделать из условия прямолинейной или среднепрямолинейной коммутации, а токи в вихревых контурах можно принять равными нулю. Начальными условиями для токов на втором коммутационном интервале являются соответствующие токи в конце первого интервала и так далее до шестого интервала. Затем производится сравнение соответствующих токов секций в конце интервала (момент времени $T_ц$) и в начале первого интервала. Если разность между ними будет превышать какую-то наперед заданную величину, то значения токов в конце цикла должны соответствовать начальным условиям для первого интервала и затем счет повторяется снова.

2. В момент входа коллекторной пластины под щетку система (4.26) становится неопределенной, так как сопротивление щеточного контакта в этом момент времени становится равным бесконечности. Чтобы избежать этой неопределенности, надо брать начало интегрирования системы (4.26) не в момент замыкания секции, а в сколь угодно мало отстоящей по времени от истинной начальной точки. Это же относится и к моменту выхода коллекторных пластин из-под щетки.

Зная параметры системы (4.26), а также указанные выше особенности ее решения, не составляет труда выполнить расчет коммутации с помощью ЭВМ. Решение системы дифференциальных уравнений коммутации производится методом Рунге-Кутта по стандартной программе, имеющейся в библиотеке математического обеспечения любой современной вычислительной машины. Кривые тока $i = f(t)$ в коммутируемых секциях машины МП 13-45, рассчитанные для двух частот вращений n = 600 и 1200 об/мин с учетом вихревых токов в обмотке якоря и без их учета, представлены на рис. 4.16. Там же приведены и экспериментально полученные кривые токов. Результаты расчетов приведены в относительных единицах, причем базисными величинами являются : для тока - i_a , а для времени T_K

Для количественной оценки степени совпадения расчетных и экспериментальных результатов рассчитана среднеквадратичная погрешность $\Delta i_{тк}$ точек расчетных и экспериментальных кривых на всем периоде коммутации секции T_K . Результаты расчета сведены в табл.4.2, из анализа

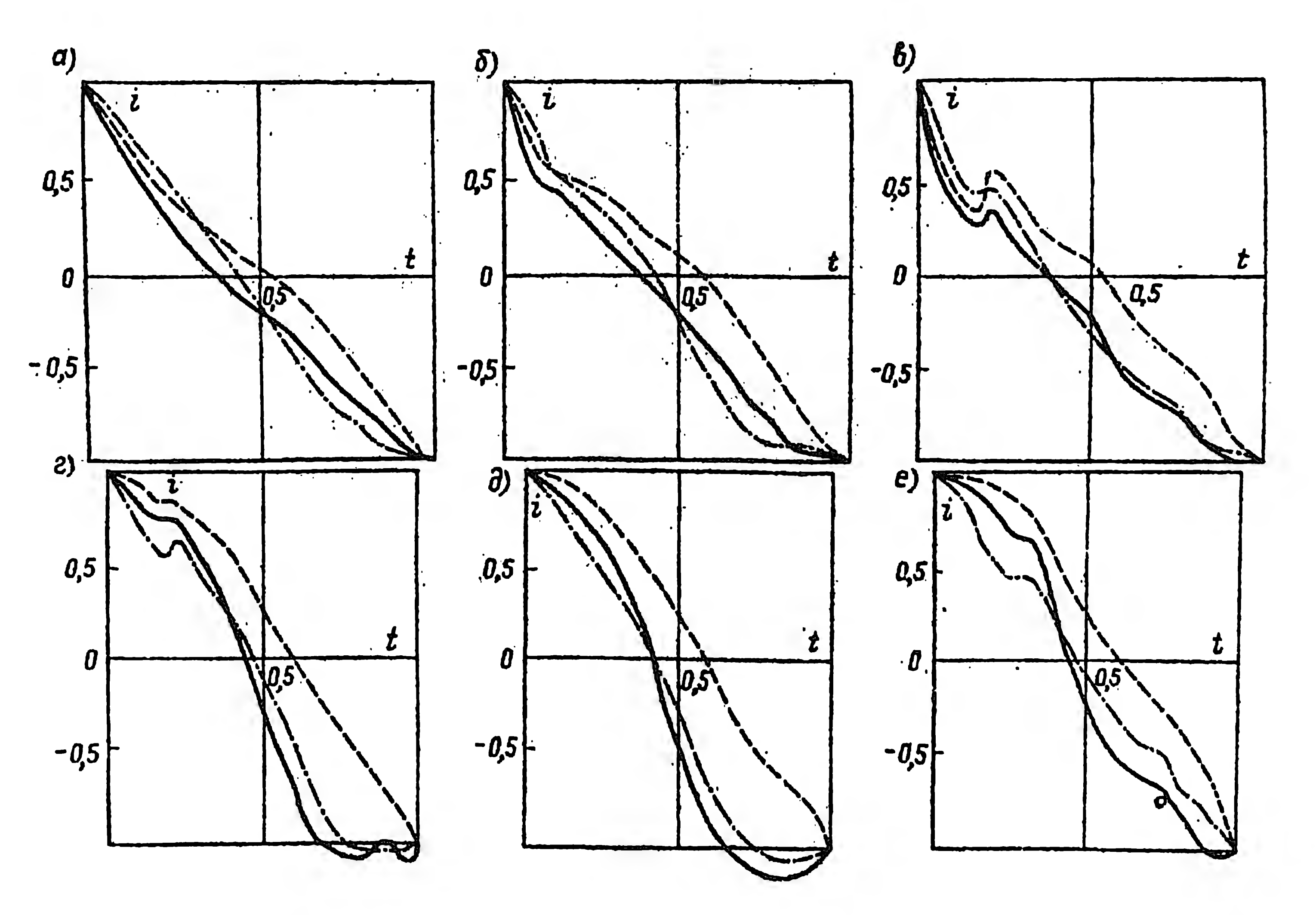


Рис.4.18. Кривые $i = f(t)$ коммутируемых секций машины МПI3-45: а,г.-секция I; б,д - секция 2; в,е - секция 3; а-в -при n =600 об/мин; г-е - при n = I200об/мин; ——расчет с учетом вихревых токов; --- расчет без учета вихревых токов;

которой следует, что необходимо учитывать влияние вихревых токов в обмотке якоря на процесс коммутации в машинах средней и большой мощности.

Таблица 4.2

Среднеквадратичные погрешности между расчетными и экспериментальными кривыми тока в коммутируемых секциях машины МП 13-45

Номер секции	Частота вращения, об/мин	Погрешность Δi_{TK}, %	
		Без учета вихревых токов	С учетом вихревых токов
1	600	16,5	10,7
	1200	32,7	10,3
2	600	28,4	11,4
	1200	41	12,1
3	600	20,4	8,5
	1200	26,4	15

Расчет коммутации с учетом вихревых токов дает более достоверные результаты, чем без их учета, причем, чем выше частота вращения, тем значительнее погрешность результатов, полученных без учета вихревых токов. Величина среднеквадратичных погрешностей Δi_{TK} кривых $i=f(t)$, рассчитанных с учетом вихревых токов, находится в пределах (8,5-15)%, а без учета эти погрешности в (2 - 2,5) раза выше.

Таким образом, методы расчета коммутации в мгновенных значениях с учетом вихревых токов в меди паза якоря дают возможность достаточно точно найти кривые токов коммутации и, в конечном итоге, токи разрыва Δi в момент выхода секций из коммутации. Величины Δi_p совместно с индуктивностями L_p (см. раздел 4.4) позволяют рассчитать энергии $W_щ$, выделяющиеся в момент выхода секций из коммутации, а следовательно, и ОБР. Так как в настоящее время нет четко экспериментально определенных критических значений энергий $W_{щ кр}$, при выделении которых наступает искрение под щеткой, то для оптимизации коммутационных расчетов или достоверного выбора коммутационных параметров МПТ на стадии ее проектирования необходимо выбрать какой-то другой критерий. В качестве такого критерия целесообразно применять U - образные характеристики. U - образные характеристики представляют собой зависимость $\Delta i=f(K_N)$, где Δi - среднеквадратичный ток разрыва секции на участке нестабильности щеточного контакта в конце периода коммутации [9]

$$\Delta i = \sqrt{\frac{1}{\tau_p}\int_0^{\tau_p}(i_a - i)^2 dt} \approx \frac{\sqrt{\sum_{j=1}^{m}(i_a - |i_j|)^2}}{m}, \qquad (4.30)$$

$j = 1, 2, 3, \ldots, m$; m – количество расчетных точек на участке нестабильности щеточного контакта; K_N – отношение коммутирующей ЭДС к средней реактивной ЭДС, рассчитанной без учета вихревых токов ($K_N = e_K / E_r$).

U – образные характеристики рассчитываются на участках нестабильности, составляющих 5, 10 или 15% от времени T_K. Чем это обусловлено? Как показывает анализ многочисленных осциллограмм токов в секциях, действительное время коммутации обычно меньше расчетного. Это может быть вызвано вибрацией машины, выступанием или утопанием отдельных коллекторных пластин, износом щеток и т.д. Следовательно, с учетом указанного факта, среднеквадратичный ток разрыва на участке нестабильности щеточного контакта по сравнению с расчетным током разрыва (током в конце расчетного времени T_K) является более объективным параметром, позволяющим учесть факторы технологического и механического характера.

U – образные кривые машины МП 13-45 при n = 1200 об/мин для секций одного паза, рассчитанные на участке нестабильности τ_p = 10% T_K , приведены на рис. 4.19. Отметим, что точка минимума U – образной характеристики соответствует режиму наиболее благоприятной коммутации для данного сочетания параметров и определенной конструкции секции обмотки якоря, т.е. соответствует оптимальной настройке добавочных полюсов машины. Кроме того, U -образные кривые позволяют: оценить коммутационную асимметрию секций одного паза (расхождение точек минимумов кривых секций одного паза по координате K_N); определить значение e_K (или величину K_N), одновременно оптимальное для всех секций паза;

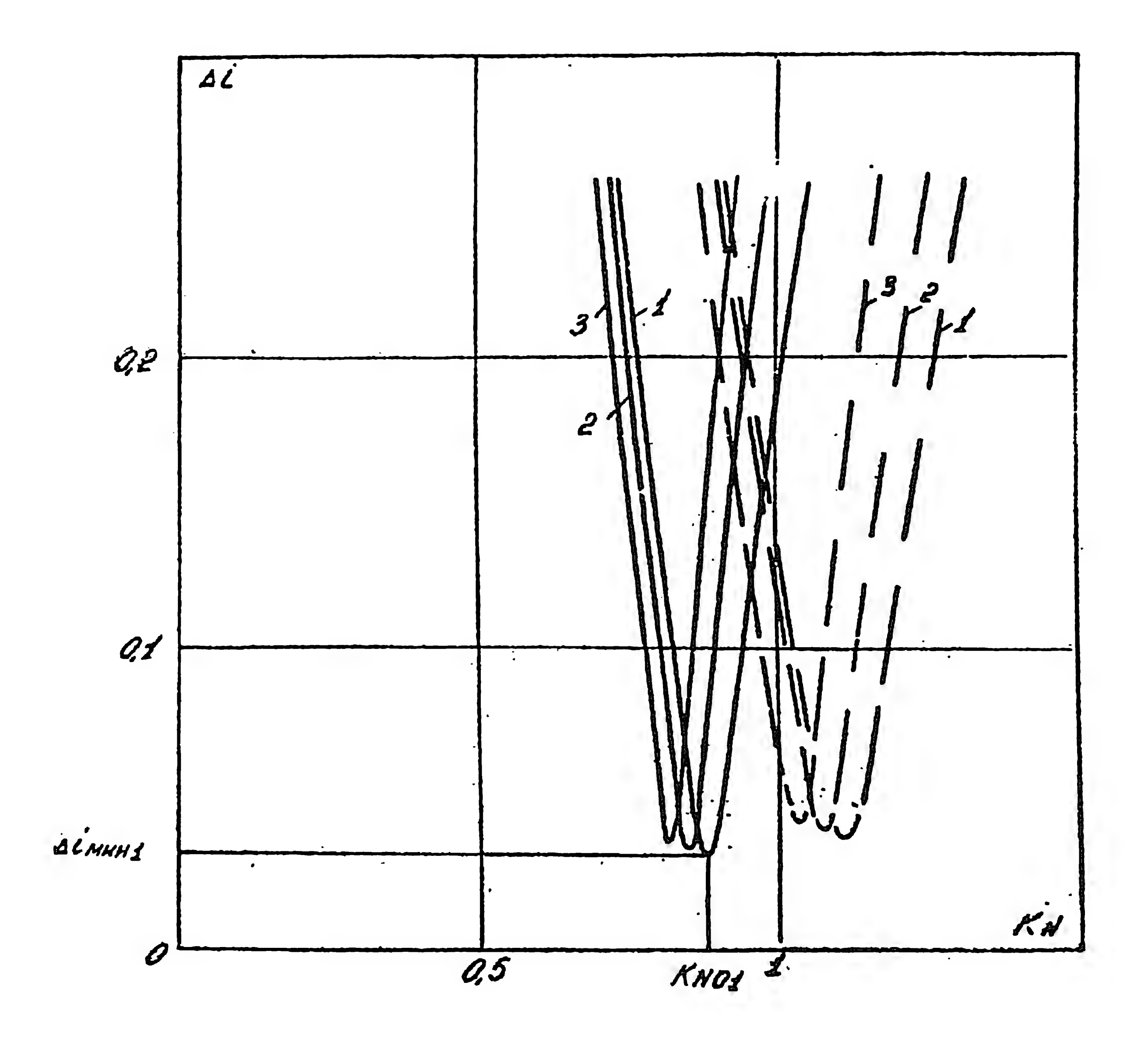


Рис. 4.19. U - образные кривые машины МП 13-45:

1,2,3,- номера секций;

____ расчет с учетом вихревых токов;

- - - расчет без учета вихревых токов

чувствительность машины к изменению коммутирующего поля, причем, чем меньше расхождение ветвей U - образных кривых, тем выше указанная чувствительность. Таким образом, U -образные кривые могут быть использованы в качестве критерия оптимизации выбора коммутационных параметров МПТ на стадии ее проектирования.

Анализ U - образных кривых (рис.4.I9) подтверждает вышеприведенные выводы по табл.4.2 о необходимости учета влияния вихревых токов на процесс коммутации. Под действием вихревых токов в машине МП 13-45 при n = 1200 об/мин величина реактивной ЭДС E_r снижается на 21% (сопоставить точки минимума соответствующих сплошных и пунктирных U -образных кривых на рис. 4.I9. В общем случае, как показали многочисленные исследования, в МПТ средней и большой мощности величина E_r снижается в результате демпфирования пазового поля рассеяния на (I0-30)%.

Итак, рассмотрен расчет процесса коммутации с учетом вихревых токов для МПТ с простой петлевой обмоткой. В крупных МПТ применяются двух- и трехходовые обмотки якорей. Как известно, эти обмотки являются несимметричными, что приводит к возникновению пульсаций тока в параллельных ветвях. Значит, при расчете коммутации по описанному выше методу, начальные значения токов для решения систем типа (4.I6) необходимо задавать с учетом этих пульсаций. Второй особенностью расчета коммутации в многоходовых обмотках является то, что из-за неидентичности расположения сторон секций одного хода по пазам, периоды повторяемости $T_ц$ коммутационных процессов (токов в секциях) равны времени поворота якоря на два и три зубцовых деления соответственно для двух- и трехходовой обмоток. В остальном расчет одинаков как для простых, так и для многоходовых петлевых обмоток.

Глава У. ПУТИ ПОВЫШЕНИЯ КОММУТАЦИОННОЙ СПОСОБНОСТИ И ПРЕДЕЛЬНОЙ МОЩНОСТИ МПТ

5.I. Общие замечания

Во второй главе было показано, что единичная мощность МПТ с многоходовыми петлевыми обмотками зависит прежде всего от ее коммутационных параметров, а именно: она пропорциональна отношению допустимой реактивной ЭДС E_r к средней результирующей проводимости секции ξ. Вследствие этого увеличение предельной мощности МПТ, т.е. мощности

при заданном значении диаметра якоря и, соответственно, частоты вращения, возможно только за счет комплекса мероприятий, направленных на повышение коммутационной способности этих машин (увеличение $E_{г\,доп.}$ и уменьшение ξ). Ниже рассмотрим основные пути увеличения коммутационной способности МПТ.

5.2. Совершенствование методов расчета коммутации и оптимизации коммутационных параметров МПТ

В предыдущей главе были изложены методы расчета коммутации, дающие возможность с той или иной точностью учитывать влияние различных факторов на коммутацию.

В настоящее время в заводской практике для расчета коммутации МПТ наибольшее применение нашел метод Цорна, который позволяет также посредством введения коэффициентов демпфирования учесть демпфирующее влияние вихревых и контурных токов в проводниках и, тем самым, особенности конструктивного исполнения якорной обмотки. Метод Цорна дает возможность найти наилучшее сочетание коммутационных параметров обмотки якоря (к которым можно отнести такие величины, как m, z/P; $U_п = K/z$; $\mathcal{E}_к$, C, $\beta'_щ$, $h_п/b_п$, G_p и др.) при проектировании различных МПТ и на основе имеющегося многолетнего практического опыта получить результаты, удовлетворяющие поставленным перед проектантами задачам.

Покажем на основе метода Цорна влияние некоторых параметров на коммутацию. Из (4.9) и (4.10) видно, что величины ξ и $E_г$ пропорциональны отношению $4U'/2\beta'_щ$. В табл.5.I приведены величины $4U'$, определенные по кривым рис.4.8., для некоторых значений $U_п$, $\mathcal{E}_к$ и $\beta_щ$

Таблица 5.I

Величины $4U'$ в зависимости от $U_п$, $\mathcal{E}_к$ и $\beta'_щ$

$U_п$	$\mathcal{E}_к$	$4U'$	
		$\beta'_щ = 3$	$\beta'_щ = 6$
3	0	8,4	10,2
3	0,5	8,0	10,0
3	2,5	7,0	9,0
5	0	9,8	14,6
5	1,5	9,0	13,8

Анализируя данные таблицы, можно сделать несколько выводов: с увеличением $\varepsilon_к$ и $\beta'_щ$ отношение $4U'/2\beta'_щ$ уменьшается, следовательно, уменьшаются ξ и E_r и улучшаются условия коммутации; с возрастанием $U_п$ увеличиваются ξ E_r условия коммутации ухудшаются.

Однако чрезмерное увеличение $\varepsilon_к$ $\beta'_щ$ приводит к возрастанию ширины зоны коммутации $b_к$ (4.6), вследствие чего в нее проникает поле главных полюсов (рис.4.7), а это способствует увеличению небалансной ЭДС ΔE (4.6) отдельных секций, что в конечном счете, ведет к ухудшению коммутации. Уменьшение числа $U_п$ (например, $U_п$ = I) нецелесообразно, так как это приводит к увеличению числа пазов Z и повышению расхода пазовой изоляции обмотки якоря, а также увеличению отношения $h_п / b_п$ Это отношение оказывает большое влияние на коммутацию, так как с увеличением его ξ и E_r возрастают (4.13). Обычные значения $h_п / b_п$ = 3-5, но для быстроходных машин, имеющих затрудненную коммутацию, следует выбирать $h_п/b_п$ = 2,5 - 3,0.

Кроме того, как было указано ранее, большое значение имеет конструктивное исполнение обмотки якоря. Например, для уменьшения коэффициента демпфирования $G_р$ следует применять ступенчатые обмотки, а для уменьшения добавочных коммутационных потерь в быстроходных МПТ - секции, подразделенные на 2 или 3 элементарных проводника с гнутыми головками, а в случае ступенчатых обмоток - короткие секции с гнутыми головками (неразрезные), а длинные - с паяными (разрезные).

Из приведенных выше рассуждений видно, что в каждом конкретном случае при проектировании МПТ необходимо находить оптимальное соотношение параметров обмотки якоря и выбирать соответствующим образом ее конструкцию для обеспечения коммутационной надежности машины.

При создании особо ответственных, уникальных МПТ, предназначенных для работы в тяжелых условиях эксплуатации, необходимо выполнять более точные и подробные расчеты процесса коммутации, определение кривых изменения тока в коммутируемых секциях $i(t)$ и построение U-образных характеристик $\Delta i = f(K_N)$ (рис.4.19), как это было показано в разделе 4.5. Достоинства этого метода, по сравнению с предыдущим, заключаются в следующем [9, II]

I. Выбор среднеквадратичного остаточного тока Δi в качестве критерия коммутационной напряженности отражает условия коммутации в завершающей фазе, когда проявляется нестабильность щеточного контак-

та и создаются условия выделения энергии $W_щ$ (4.2) под сбегающим краем щеток в виде электрических разрядов. Минимальное значение остаточного тока $\Delta i_{мин}$, определяемое из U - образной характеристики данной секции, соответствует минимуму энергии $W_щ$ и, значит, оптимальному значению коэффициента K_N, характеризующего настройку поля добавочных полюсов.

2. U - образные характеристики дают возможность судить об ассиметрии коммутации $U_п$ секций паза, так как минимумы этих кривых неодинаковы и соответствуют различным значениям коэффициента K_N и сами эти кривые не совпадают друг с другом. Это говорит о том, что невозможно даже теоретически получить оптимальные условия коммутации одновременно для всех секций паза. С возрастанием асимметрии настройка коммутации секций затрудняется.

3. Расхождение ветвей U - образных характеристик определяет собой чувствительность коммутации к изменению поля добавочных полюсов. Чем круче идут ветви этих характеристик, тем точнее надо настраивать добавочные полюса путем регулировки зазоров. Более пологий ход ветвей является более благоприятным, и при этом настройка коммутации с помощью добавочных полюсов облегчается, что означает и увеличение ширины области безыскровой работы МПТ.

4. Данный метод позволяет также учитывать демпфирующие свойства коммутируемых секций при окончании коммутации и разрыве остаточного тока Δi, используя для этого коэффициенты демпфирования G_p. Так как значение G_p для обособленных и необособленных секций различно, то, естественно, при настройке коммутации и выборе коэффициента K_N необходимо, в первую очередь, ориентироваться на U -образную характеристику обособленной секции (или двух обособленных секций для ступенчатой обмотки). Можно при этом учесть и условия размыкания необособленных секций, исходя из одной и той же величины энергии $W_щ$ (4.2). Например, определив коэффициенты G_p для всех секций паза, задаваясь допустимым значением остаточного тока $\Delta i_{об}$ обособленной секции, допустимые величины остаточного тока $\Delta i_{ноб}$ необособленных секций можно найти согласно (4.2 и 4.26) по выражению

$$\Delta i_{ноб} = \Delta i_{об} \sqrt{G_{об} / G_{ноб}} \qquad (5.1)$$

На основе этого соотношения следует выбирать такое оптимальное значение K_{N0}, чтобы получить по возможности наименьшее значение $\Delta i_{об}$ для обособленной секции и одновременно обеспечить для необособленных секций $\Delta i_{ноб}$ не больше величины определяемой формулой (5.1).

5. Расчет процесса коммутации путем решения системы дифференциальных уравнений дает возможность задавать различные зависимости ЭДС $e_K(t)$ и тем самым исследовать влияние формы кривой распределения индукции $B_K(X)$ в коммутационной зоне на коммутацию и характер U - образных кривых. Это позволяет находить оптимальную геометрию башмаков добавочных полюсов, обеспечивающую наилучшее протекание коммутационного процесса.

6. Проводя расчеты при вариации различных коммутационных параметров и сопоставляя полученные результаты, можно производить выбор оптимальных значений этих параметров в соответствии с различными режимами работы МПТ в условиях эксплуатации при широких изменениях нагрузки и частоты вращения. В частности, при увеличении частоты вращения, как известно, происходит уменьшение ширины ОБР и смещение ее средней линии. Величину этого смещения можно найти на основе построения U -образных характеристик для различных частот вращения. Подбирая соответствующим образом параметры обмотки якоря, можно уменьшить смещение средней линии ОБР и обеспечить тем самым надежную коммутацию при широком регулировании частоты вращения.

7. Метод расчета позволяет более полно учесть влияние вихревых и контурных токов на коммутацию и с помощью U - образных характеристик оценить это влияние. Оно проявляется, во-первых, в смещении U -образных характеристик в сторону меньших K_N тем большему, чем выше частота вращения (а это и приводит к смещению средней линии ОБР), и, во-вторых, к уменьшению величин $\Delta i_{мин}$. Кроме того, как было показано в разделе 4.4, коэффициент демпфирования G_p' также под влиянием вихревых и контурных токов в крупных МПТ заметно снижается. Используя эти данные, можно получить численную оценку уменьшения энергии $W_щ$ и степени улучшения коммутации за счет демпфирующего влияния вихревых и контурных токов.

В настоящее время возникает необходимость дальнейшего совершенствования метода расчета коммутации, в особенности для крупных МПТ с многоходовыми петлевыми обмотками. Для этого необходимо применить численные методы расчета на ЭВМ магнитного поля в МПТ с учетом геометрии магнитной системы, насыщения ферромагнитных участков магнитной цепи, различного расположения якоря относительно статора. На основе этих расчетов определяются пульсации напряжения U_{1-2} и тока в ветвях обмотки якоря, находится оптимальная конфигурация башмаков главных полюсов для снижения этих пульсаций, а также рассчитывается ком-

мутирующая ЭДС $e_к(t)$, значения которой вводятся в систему уравнений для расчета процесса коммутации (находится также оптимальная конфигурация башмаков добавочных полюсов). Расчеты магнитного поля и коммутации должны проводиться взаимосвязано, так как токи в коммутируемых секциях влияют на картину магнитного поля машины, а распределение поля под главными и добавочными полюсами влияют на процесс коммутации.

5.3. Улучшение технологии изготовления МПТ, совершенствование их конструкции, применение новых электротехнических материалов

Различные технологические отклонения при изготовлении МПТ, как указывалось в разделе 4.I, вызывают ухудшение коммутации в ней, так-как приводят к увеличению небалансной ЭДС ΔE в секциях (4.6). К основным технологическим отклонениям, неблагоприятно влияющим на коммутацию, можно отнести: неодинаковый зазор под добавочными полюсами (допускается погрешность до 10% от средней величины), несимметрия расположения по окружности якоря главных и добавочных полюсов ($\Delta\tau$ может составить 3 — 5 мм), несимметричная расстановка щеток по окружности коллектора, неодинаковая ширина рабочей поверхности щеток, установленных на различных щеточных бракетах (она может меняться в течение эксплуатации), нецилиндрическая форма и биение коллектора (допускается до 20...60 мкм); выступание или западание коллекторных пластин, неодинаковое нажатие на щетки, перекос и заедание щеток в щеткодержателях, вибрация коллектора и щеток, некачественная пайка петушков и т.д.

Влияние этих, казалось бы, мелких отклонений приводит к тому, что даже при производстве одной партии нескольких одинаковых по своим данным машин, изготовленных по одинаковой технологии, во время испытания их обнаруживается неодинаковое качество коммутации этих машин, например, различная ширина ОБР. Практика показывает, что чем больше технологических отклонений при изготовлении машины, тем тяжелее в этой машине наладить коммутацию.

Важно отметить, что с течением времени заводы, выпускающие МПТ, накопили производственный опыт, позволяющий повысить качество изготовления этих машин. Это привело к тому, что величина допустимой реактивной ЭДС в крупных МПТ за последние десятилетия несколько возро-

сла (с 7 - 9 (10) В в прошлом до 8 - 10 (12) В в настоящем). Однако возможности совершенствования технологии не исчерпаны полностью, и дальнейшее повышение качества производства МПТ приведет к повышению их коммутационной надежности.

Не затрагивая вопросов совершенствования конструкции МПТ в целом (что также в определенной степени способствует увеличению коммутационной надежности), остановимся только на примерах совершенствования узла токосъема (щеткодержателей), имеющего первостепенное значение для обеспечения хороших условий коммутации.

При большом количестве щеток и щеточных бракетов в крупных МПТ очень важно обеспечить равномерное распределение токов между щетками. Для этого необходимо, в первую очередь, осуществить равномерное давление на щетки независимо от длительности работы машины. В существовавших ранее и еще широко применяемых конструкциях щеткодержателей использовались пружины, давление которых на щетки уменьшалось по мере износа щеток. В настоящее время в крупных МПТ все большее применение находят новые щеткодержатели с рулонными пружинами из высококачественной стали (рис. 5.1), поддерживающими неизменным давлением на щетки независимо от их износа. Это позволяет заметно улучшить коммутацию МПТ, продлить срок службы щеток и увеличить время между проточками и шлифовками коллектора.

При одностороннем вращении якоря целесообразно применять реактивные щеткодержатели, у которых щетки устанавливаются с наклоном в сторону вращения. В этом случае результирующая сила, являющаяся суммой сил реакции коллектора и трения ,действует на щетку по ее оси, что предотвращает заедание щетки в обойме щеткодержателя. В реверсивных машинах используются V -образное расположение щеток в щеткодержателях или подразделенные щетки, устанавливаемые в щеткодержателях радиально.

При размещении щеток на бракете применяется сдвиг соседних щеткодержателей и щеток по отношению друг к другу на (рис.5.2). Это способствует улучшению коммутации, а также позволяет за счет изменения числа прокладок между бракетом и щеткодержателями регулировать общую ширину щеток на бракете, что требуется зачастую для настройки коммутации. В этих случаях целессобразно применять составные щетки, состоящие из средней, более широкой щетки с меньшим сопротивлением, и более узкой крайней щетки (с шириной, не превышающей коллекторного деления для двухходовой обмотки), имеющей большее сопротивление. При

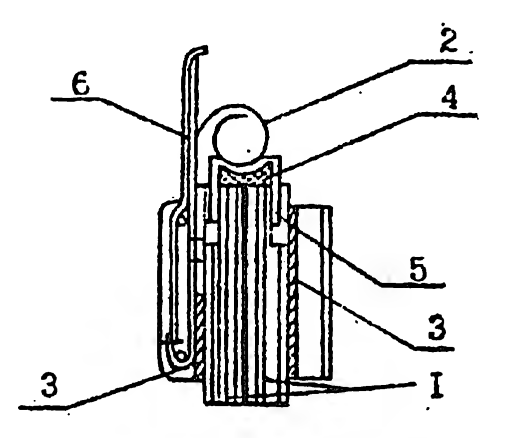


Рис. 5.I Щеткодержатель с рулонной пружиной;
I-щетки, 2-пружина,
3-обойма щеткодержателя,
4-демпфирующая прокладка,
5-гетинаксовая коробка,
6-узел крепления пружины

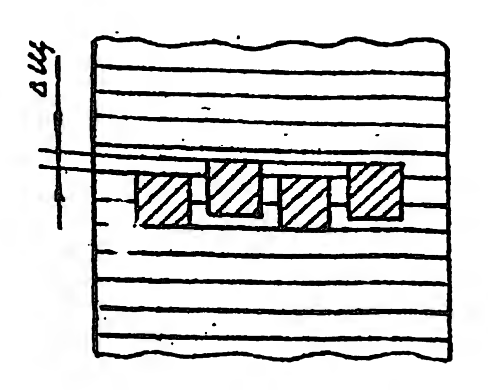


Рис. 5.2 Раздвижка щеток одного бракета

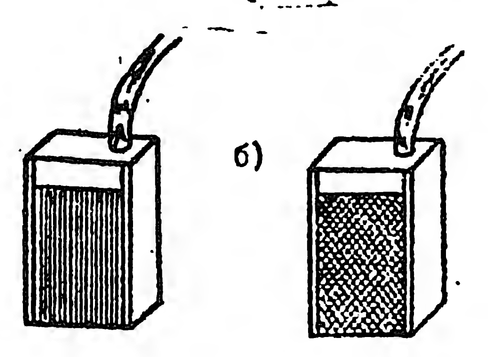


Рис.5.3 Щетки с волокнистым окаймлением

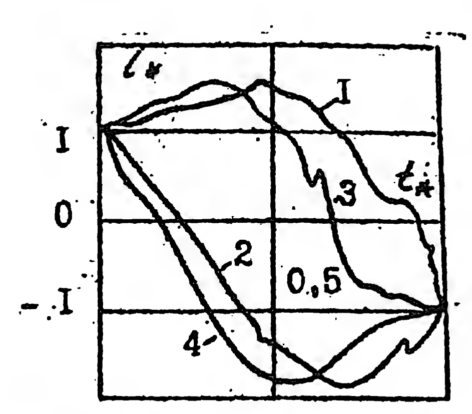
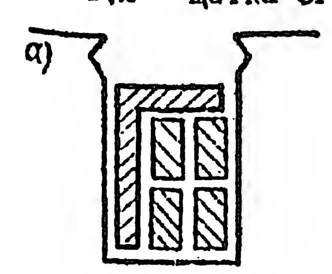


Рис. 5.4 Расчетные кривые $i=f(t)$ в коммутируемой секции МПТ с U_n = I при резкозамедленной (кривые I и 3, ΔI_{-*} =0.5) и резкоускоренной (кривые 2 и 4, ΔI_{+*} = 0,67) коммутации
I,2 - щетка ЭГ - 63; 3,4 - щетка с волокнистым окаймлением.



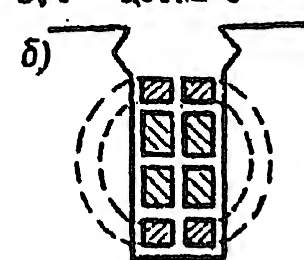


Рис. 5.5 Пазовые демпферы

правильном подборе материалов элементов составной щетки, применение таких щеток улучшает коммутацию на завершающем этапе, когда в контур коммутируемой секции вводится повышенное сопротивление.

В начале 80-х годов фирма "Морганайт" разработала новую конструкцию щеток с волокнистым углеродным окаймлением (рис.5.3). Такая щетка состоит из основной массивной или блочной части (желательно повышенного сопротивления) и приклеенной к ней на сбегающем крае узкой полоски углеродного волокнистого материала в виде параллельных волокон (рис. 5,3,а) или переплетенных между собой волокон в форме ткани (рис. 5.3,б). Сопротивление углеродных волокон существенно выше, чем сопротивление блочной части щетки. Полностью волокнистая щетка (без блочной части) не используется, так как она имеет повышенные потери на трение.

Достоинство щетки с волокнистым окаймлением заключается в том, что, во-первых, волокна обеспечивают наилучшие точечные контакты с коллекторной пластиной и, во-вторых, при окончании процесса коммутации в контур коммутирующей секции вводится повышенное сопротивление углеродных волокон, что вызывает заметное уменьшение остаточного тока Δi и энергии $W_щ$ (4.2). Вследствие этого условия коммутации существенно улучшаются. Это подтверждается кривыми тока $\Delta i(t)$ в коммутируемой секции (рис. 5.4), полученными расчетным путем для обычных щеток ЭГ-63 (кривые I, 2) и щеток с волокнистым окаймлением (кривые 3, 4) в случае резкозамедленной (кривые I, 3) и резкоускоренной коммутации (кривые 2, 4). Ширина ОБР, как показало экспериментальное исследование машин небольшой мощности, в случае применения щеток с волокнистым окаймлением возросла более чем в 2 раза.

В.1983г. были предложены Б.М.Берником пневматические щеткодержатели, в которых давление на щетки можно изменять с помощью регулируемого пневматического устройства и электронной управляющей системой (микропроцессором). Предложенная система позволяет в зависимости от режима работы машины регулировать давление на щетки, например, увеличивать его при возрастании плотности тока или возникновения вибраций щеток. При малых нагрузках система осуществляет подъем части щеток, расположенных на одной или нескольких дорожках коллектора, и позволяет оставлять в действии такое количество щеток, которое обеспечивает их работу при оптимальной плотности тока. Управление работой щеток повышает КПД машины, уменьшает потребляемую энергию, снижает износ щеток и коллектора и особенно выгодно для МПТ, работаю-

щих при недогрузках и переменных нагрузках.

5.4. Пазовые демпферы

Как было показано в четвертой главе, вихревые и контурные токи в меди обмотки якоря МПТ снижают реактивную ЭДС E_r, тем самым облегчая условия протекания коммутации. Благоприятное воздействие на коммутацию вихревых и контурных токов будет тем значительнее, чем больше размеры проводников обмотки якоря и выше частота вращения машины. Естественно, возникает вопрос, каким образом можно усилить это положительное действие указанных факторов. Наиболее очевидным решением этой задачи является применение пазовых демпферов. Ниже проиллюстрированы два основных типа демпферов, предложенных соответственно К.Треттином и Л.Дрейфусом [1, 4] стержневой (рис. 5.5,а) и катушечный (рис. 5.5,б). Соответствующие верхние и нижние стержни катушечных демпферов по выходу из пазов соединены перемычками, как показано на рис. 5.5,б пунктирными линиями.

В процессе коммутации, т.е. при изменении тока в проводниках обмотки якоря от $+i_a$ до $-i_a$, в демпферах, лежащих в тех же пазах, что и стороны коммутируемых секций, возникают вихревые токи. Вихревые и контурные токи в стержневых или катушечных демпферах, а также и в самих проводниках секций, согласно закону Ленца, препятствуют изменению потока пазового рассеяния, замедляя скорость его изменения и тем самым вызывают снижение величины реактивной ЭДС E_r. Как показывают расчеты уменьшение E_r составляет для стержневых демпферов (12 - 17)%, для катушечных - (8 -12)%.

Кроме того, применение демпферов приводит к уменьшению коэффициента демпфирования G_p обособленных секций примерно на (20 - 30)%. Это означает, что во время коммутации часть энергии, запасенной в магнитном поле секции, выделяется в демпферах в виде добавочных потерь, способствуя их нагреванию. Добавочные потери в демпферах лежат в пределах (1 - 2)% и (0,5 - 1)% от номинальной мощности МПТ соответственно при стержневом и катушечном их исполнении.

Вопрос снижения нагрева демпферов за счет дополнительных потерь можно решать различными конструктивными мерами. Например, как предлагал Р.А. Лютер, стержневые демпферы можно выполнять с внутренними каналами для охлаждающей воды. Главным же недостатком применения демпферов является то, что для эффективного использования их сечение

должно составлять (70 - 75)% сечения меди паза. Это приводит к снижению коэффициента заполнения паза активной медью или, иными словами, к значительному снижению мощности МПТ в тех же габаритах, что и является основной причиной отказа от применения демпферов в отечественном электромашиностроении.

Необходимо отметить, что для тяговых машин постоянного тока английским исследователем Н.Л.Тейлором предложено в качестве демпфера использовать коробочку из тонкого электропроводящего материала, охватывающего все проводники паза. Так как толщина материала составляет величину порядка 0,2 мм, то потери в таком демпфере невелики и практически не снижается коэффициент заполнения паза активной медью. Действие такого демпфера будет эффективно только на завершающем этапе коммутации и, как показали исследования, коэффициент G_p при этом уменьшается приблизительно на 15%.

5.5. Обмотки якоря с улучшенными коммутационными свойствами

Демпферы, как показано в предыдущем разделе, значительно снижают коэффициент заполнения паза активной медью и только по этой причине их применение становится нецелесообразным. Но, учитывая благоприятное воздействие демпферов на коммутацию, возникает вопрос, а не может ли их функцию выполнять сама обмотка якоря при соответствующем конструктивном исполнении. Одним из возможных путей решения этой задачи является применение трехслойной расщепленной обмотки (ТРО), предложенной Р.А.Лютером [1, 9]

Схематическое изображение ТРО для машины с числом коллекторных пластин на паз U_n = 1 приведено на рис. 5.6. Одна из сторон каждой секции ТРО расщепляется на два элементарных проводника, расположенных соответственно на дне и у раскрытия паза. Элементарные проводники расщепленной полусекции охватывают пазовую часть массивной полусекции и выполняют роль демпфера. Для улучшения демпфирующих свойств расщепленной по высоте обмотки можно поставить дополнительную искусственную перемычку, соединяющую элементарные проводники расщепленной полусекции при выходе их из активной части стали. Длину полусекции от выхода из паза до искусственной перемычки обозначим ℓ_1, а до естественной - ℓ_2 (см.рис.5.6).

Исследование коммутационных свойств ТРО проводилось на базе ме-

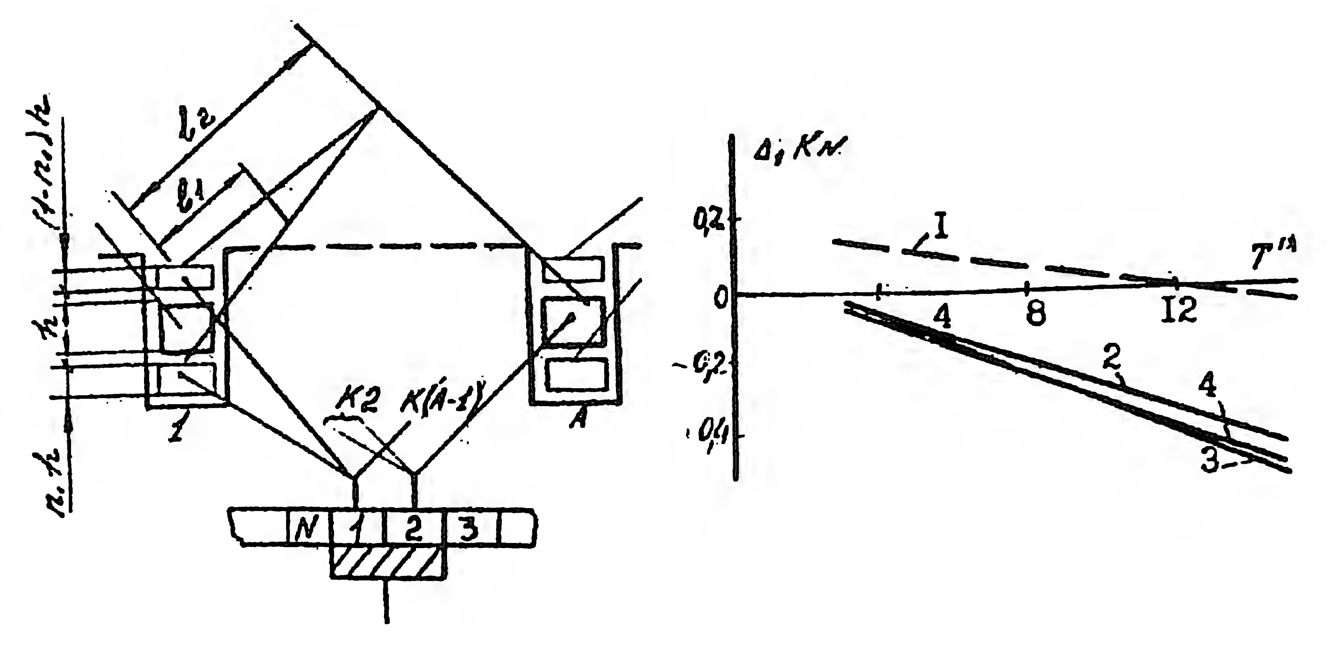


Рис. 5.6. Схема трехслойной расщепленной обмотки якоря

Рис. 5.7. Зависимости $\Delta_1 K_N = f(T'^*)$:

I-ИРТ секции; 2 - массивные секции; 3 - ТРО;
4 - СРШС;
—— расчет с учетом демпфирования пазового поля рассейния
- - - расчет без учета демпфирования пазового поля рассеяния

тода расчета процесса коммутации, основанного на решении систем дифференциальных уравнений коммутации и изложенного в разделе 4.5. Расчеты кривых токов коммутации $i = f(t)$ и U -образных характеристик выполнялись для различных сочетаний параметров n_1 , T'^* и λ_1 , где $\lambda_1 = \ell_1/\ell_2$ На основе анализа полученных результатов установлено:

при любых фиксированных значениях параметров $T' > 4$ и λ_1 ,наилучшими демпфирующими свойствами обладают обмотки с соотношением высот нижнего и верхнего проводников расщепленной полусекции равном 4:I (или $n = 0,8$);

при фиксированном значении параметра n_1 демпфирующие свойства ТРО тем лучше, тем больше T'^* и меньше λ_1

Для установления диапазона применения ТРО очень важно определить положение средней линии области безыскровой работы машины. Это несложно сделать, если учесть, что положение средней линии ОБР харак-

теризуется геометрическим местом точек минимумов с координатами K_{N0} и $\Delta i_{мин}$ U-образных кривых, рассчитанных для различных значений параметра T'^* (различной n). Параметр T'^*, напомним, для МПТ средней и большой мощности изменяется в пределах 3 – 15.

Зависимости $\Delta_1 K_N = 1 - K_{N0} = f(T'^*)$ МПТ, имеющих идеально расслоенные и транспортированные секции (зависимость I), массивные секции (зависимость 2) и ТРО (зависимость 3) для значений параметров $\lambda_1 = 0$ и $n_1 = 0{,}8$ приведены на рис. 5.7. Из сравнения зависимостей видно, что угол наклона линий $\Delta_1 K_H = f(T'^*)$ тем больше, чем больше степень демпфирования пазового поля рассеяния. Это свидетельствует о том, что конструкция секции (вихревые и контурные токи) оказывает существенное влияние на отклонение средней линии области безыскровой работы МПТ в область отпитки добавочных полюсов при увеличении частоты вращения (при увеличении параметра T'^*).

Анализ рис. 5.7. и табл. 4.I указывает на возможность применения ТРО для МПТ высокоскоростных или имеющих большое поперечное сечение секций обмотки якоря, т.е. для МПТ с $T'^* \geq 14$.

В качестве второго примера якорной обмотки с улучшенными коммутационными свойствами можно назвать обмотку с расщепленными по ширине секциями (ОРШС). В ОРШС каждая секция подразделена по ширине на две параллельносоединенные и расположенные в соседних пазах подсекции. Одна подсекция выполняется с удлиненным шагом, а другая – с укороченным. Удлинение и укорочение равны друг другу, поэтому в обеих подсекциях наводятся одинаковые ЭДС. Для обеспечения условия выполнимости ОРШС число пазов на пару полюсов (Z/P) должно быть четным. Схема ОРШС представлена на рис. 5.8.

В чем смысл такого подразделения секций ? Во-первых, уменьшается эквивалентная индуктивность секции, что приводит к снижению реактивной ЭДС. Во-вторых, образуется дополнительный демпфирующий контур, способствующий уменьшению пазового поля рассеяния.

Исследования, проведенные для ОРШС аналогично, как и для ТРО, показали, что данную обмотку целесообразно применять в машинах с напряженными условиями коммутации, т.е. при $T'^* \geq 14$. Это наглядно видно из рис. 5.7, где зависимость 5 получена для ОРШС с учетом вихревых и контурных токов.

Повысить коммутационную надежность МПТ позволяет и применение ступенчатых пазов якоря, представленных на рис. 5.9. Расширение верхней части паза приводит к уменьшению пазового поля рассеяния, т.е. к

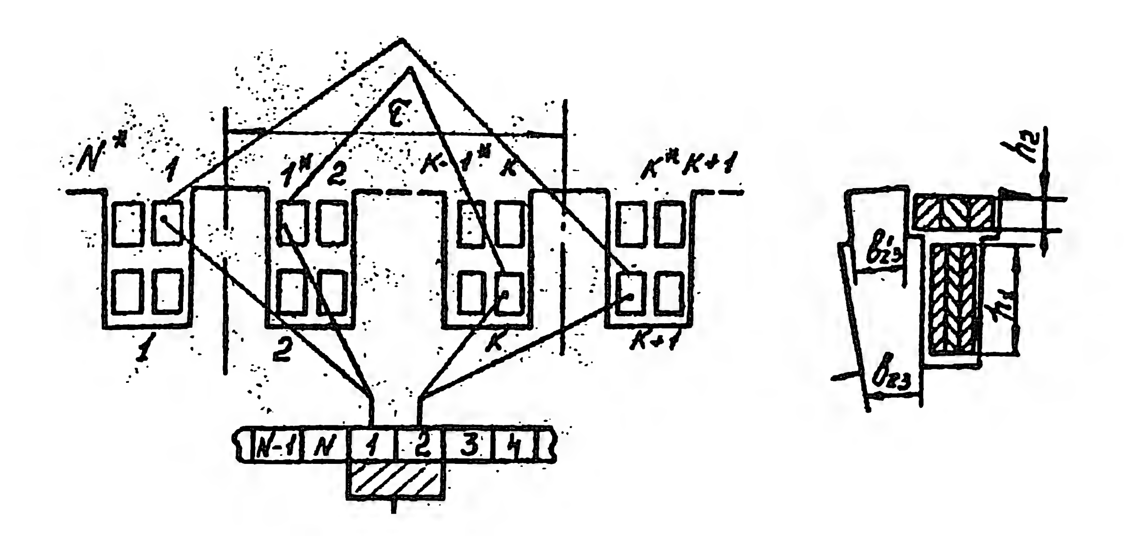


Рис.5.8. Схема обмотки с расщепленными по ширине секциями

Рис. 5.9. Ступенчатый паз

уменьшению пазовой составляющей индуктивности секции и, в конечном итоге, к снижению реактивной ЭДС. Как показали исследования, проведенные на кафедре электрических машин ЛПИ, в машинах средней и большой мощности ступенчатые пазы позволяют снизить реактивную ЭДС на (5 – 20) % по сравнению с прямоугольными пазами. С точки зрения достижения благоприятной коммутации и уменьшения добавочных коммутационных потерь для ступенчатого паза должно выполняться соотношение $h_1/h_2 \approx (2 - 3)$ (см. рис. 5.9).

Необходимо отметить, что ступенчатые пазы можно применять в МПТ, имеющих явно выраженную трапецеидальную форму зубцов, т.е. в МПТ с небольшими диаметрами якорей или с большим числом зубцов и глубокими пазами. Именно в таких машинах во избежание насыщения зубцов их можно выполнить с минимальной шириной зубца b'_{z3} в верхней части не меньшей, чем у основания b_{z3} (см.рис. 5.9).

5.6. Совершенствование методов наладки коммутации

В настоящее время основным способом экспериментальной наладки коммутации является снятие областей безыскровой работы [4, 5]. Для этого при разных токах нагрузки с помощью независимого источника напряжения, подключенного к обмотке дополнительных полюсов (ОДП), увеличивая в ОДП ток на величину ΔI_+, или уменьшая на ΔI_- до появ-

ления определенной степени искрения под сбегающим краем щетки, находят ОБР, т.е. область благоприятной с точки зрения коммутации работы данной машины. По ширине и положению средней линии ОБР при необходимости производят регулировку второго зазора ДП в МПТ средней и большой мощности или изменяют число витков в МПТ малой мощности.

Важными характеристиками ОБР являются ширина Δ при номинальной нагрузке и положение γ ее средней линии.

$$\Delta = (\Delta I_+ - \Delta I_-)/Ia \cdot 100\%, \quad \gamma = (\Delta I_+ + \Delta I_-)/2Ia. \qquad (5.2)$$

Практикой установлено, что для МПТ малой, средней и большой мощности значения Δ соответстветственно лежат в пределах (20 - 30)%, (5 - 6)% и (0,5 - I) %.

Обращаясь к способу снятия ОБР, необходимо подчеркнуть, что степень искрения под щеткой определяется испытателем визуально, т.е. данный метод сугубо субъективен. Это обстоятельство и обусловило необходимость разработки приборов, позволяющих объективно оценить качество коммутации.

Вполне логично, что одними из первых были разработаны приборы, основанные на использовании фотоэлементов. В качестве примера можно назвать приборы ИИ-I, ИИ-IМ, ИСИ-I, разработанные группой сотрудников ОмИИТ под руководством М.Ф.Карасева.

Приборы этого типа состоят из фотоэлемента, размещенного у сбегающего края щетки и вырабатывающего в зависимости от интенсивности искрения импульсы фототока различной величины, усилителя тока и регистрирующего устройства. Сопоставляя значения токов (среднего или мгновенных значений) на регистрирующем устройстве с эталонными значениями для любой степени искрения, можно судить более объективно о качестве коммутации, чем при визульном методу. Но эти приборы имеют ряд существенных недостатков, которые не дают возможность признать их показания полностью достоверными и усложняют их использование. К этим недостаткам относятся: I) показания приборов зависят не только от интенсивности искрения, но и внешних условий - освещенности, влажности, запыленности и т.д.; кроме того, интенсивность светового излучения зависит от материала контактов и марки щетки; 2) невозможность оценки интенсивности искрения по всей длине щетки; 3) возможность контроля искрения щеток только одного бракета при количестве щеток не более двух; 4) трудность установки фотодатчиков и предыдущий недостаток позволяют использовать эти приборы для МПТ малой

мощности, имеющих небольшое число щеточных бракетов. Указанные недостатки послужили причиной того, что приборы рассмотренного типа не получили широкого применения для наладки коммутации.

Напряжение между разнополярными щетками МПТ, кроме постоянной составляющей, содержит целый спектр переменных гармоник с основными частотами: вращения $f_n = p \cdot n\ /60$; зубцовой $f_z = z\ n\ /60$; коллекторной $f_k = K \cdot n\ /60$ и коммутационной порядка 30-40 кГц. Если выделить последнюю высокочастотную составляющую полного напряжения между разнополярными щетками, то по величине ее амплитуды, зависящей от интенсивности искрения, можно судить о качестве коммутации. На этом и основан принцип действия другой группы приборов объективной оценки коммутации. Приборы этой группы по сравнению с приборами, основанными на использовании фотоэлементов, не требуют установки датчика и в них значительно проще происходит получение сигнала, функционально связанного с коммутацией. Постоянное напряжение и гармоники не коммутационного порядка в рассматриваемых приборах устраняются соответственно конденсатором и фильтрами низких частот.

Приборы, основанные на измерении высокочастотной составляющей напряжения между разнополярными щетками из-за целого ряда причин имеют ограниченное применение и используются в основном для настройки ДП путем снятия U -образных кривых. К этим причинам относятся: показания приборов зависят от параметров (L и C) якорной цепи и от степени искрения других машин, электрически связанных с испытуемой; показания приборов зависят не только от параметров обмотки, но и от числа одновременно разрываемых секций; отсутствует различие в показаниях приборов при пере- и недокоммутации; невозможность применения приборов для оценки коммутации в переходных режимах.

Получить наиболее достоверную информацию о качестве коммутации, очевидно, позволит сигнал, сформированный процессами, происходящими под щетками. В качестве такого сигнала может быть использовано падение напряжения под сбегающим краем щетки U_p. Импульсы этого напряжения нетрудно снять с помощью вспомогательной щетки-датчика, установленной у сбегающего края щетки (рис. 4.II,а).

К приборам третьей группы и относятся приборы, основанные на измерении импульсов U_p с помощью вспомогательной щетки. Причем, чтобы не изменять естественное протекание процесса коммутации, ширина контактной поверхности щетки-датчика берется меньше толщины межламельной изоляции. Приборы данной группы во многом лишены недо-

статков приборов двух вышеуказанных типов и поэтому нашли широкое применение в исследовании коммутации МПТ на стендах и в условии эксплуатации. Известно много приборов с использованием щетки-датчика, но наиболее совершенными из них являются созданные в ОмИИТе, например, приборы ПКК-2, ПКК-2У4, АК-2. Они позволяют: производить исследования коммутации в стационарных и переходных режимах; проводить анализ испульсов U_p как по коллектору в целом, так по группам или одной коллекторной пластине; путем раздельного интегрирования каждого импульса напряжения получить величину пропорциональную выделяющейся под щеткой энергии и т.д.

К недостаткам приборов данного типа следует отнести: наличие щетки-датчика, требующее определенного навыка как по установке, так и по эксплуатации; усложнение конструкции щетки-датчика из-за наличия ограничительных накладок, не позволяющих западать измерительной щетке в канавки между смежными коллекторными пластинами и имеющих ту же степень износа, что и щетка-датчик; оценку искрения можно производить только по одному бракету и в одном направлении вращения машины.

Кроме указанных трех основных типов приборов объективной оценки коммутации, существует еще целый ряд других устройств: Например, приборы, основанные на использовании бесконтактного емкостного датчика; приборы, позволяющие измерить уровень радиопомех, сопровождающих процесс коммутации; приборы, оценивающие искрение по коммутационной реакции якоря и т.д. Но эти типы приборов не получили широкого применения по тем или иным причинам и, поэтому нет необходимости их рассматривать в настоящем пособии.

Говоря о качестве коммутации МПТ, нельзя забывать, что во многом оно определяется состоянием коллектора, в частности его профилем (западанием или выступанием отдельных пластин). Для диагностического контроля профиля коллектора используются приборы под названием профилометры. В основу принципа их действия положен один из следующих бесконтактных способов: оптический, радиолокационный, емкостной, вихретоковый и электростатический.

Наиболее широкое применение в качестве датчиков профилометров нашли вихретоковые преобразователи. Их устанавливают на корпусе испытуемой машины в свободном от щеток месте над коллектором. Профилометр снабжен генератором сигналов высокой частоты, питающим вихретоковый преобразователь, падение напряжения на котором определяется

расстоянием до поверхности коллектора. Преобразованный и усиленный в электронной схеме профилометра сигнал с вихродатчика, пропорциональный изменению расстояния от датчика до поверхности коллекторной пластины, подается или на стрелочный индикатор или на осциллограф.

Большое значение для диагностики причин ис· ·ения и состояния коллекторно-щеточного узла, кроме всех рассмотренных в данном разделе приборов, имеют также измерители нажатия на щетку, температуры коллектора и др. Наличие комплекса всех указанных приборов очень важно как при проведении исследований процесса коммутации, так и при настройке коммутации МПТ на стендах заводов-изготовителей и в условиях эксплуатации.

5.7. Машины постоянного тока с гладким якорем

Вполне очевидно, что облегчить протекание процесса коммутации в МПТ возможно за счет снижения индуктивности якорной обмотки. Напомним, что собственную индуктивность секции, являющейся элементом якорной обмотки, можно рассматривать, как сумму трех составляющих, а именно: индуктивности пазовой $L_п$ и лобовой $L_л$ частей секции; индуктивности L_z, обусловленной полем по коронкам зубцов. Причем, наибольший удельный вес из трех составляющих имеет пазовая, величина которой лежит в пределах (50 - 70)% собственной индуктивности секции L_c. Таким образом, для снижения индуктивности секции L_c, в основном необходимо уменьшить ее пазовую составляющую. Это в значительной мере осуществить можно применением беспазовых или, как их еще называют, гладких якорей.

Первые машины с гладкими якорями были изготовлены еще в прошлом веке, но из-за трудностей в креплении обмотки, они не нашли применения. С конца пятидесятых годов, в связи с получением новых материалов с высокими электроизоляционными и механическими свойствами, появилась возможность изготовления достаточно надежных беспазовых МПТ. Первоначально, японскими фирмами и отечественной электропромышленностью были выпущены машины мощностью до 20 кВт для управляемого электропривода. Позже были созданы отечественные тяговые двигатели РТ-116, РТ-64-1 мощностью 220 кВт для электропоездов и НБ-504А, НБ-509 мощностью соответственно 790 кВт и 750 кВт для электровозов. Тяговые двигатели РТ-116 и НБ-504А прошли многолетние испытания соответственно на электропоезде ЭР-22 и электровозе ВЛ 80Т, которые под-

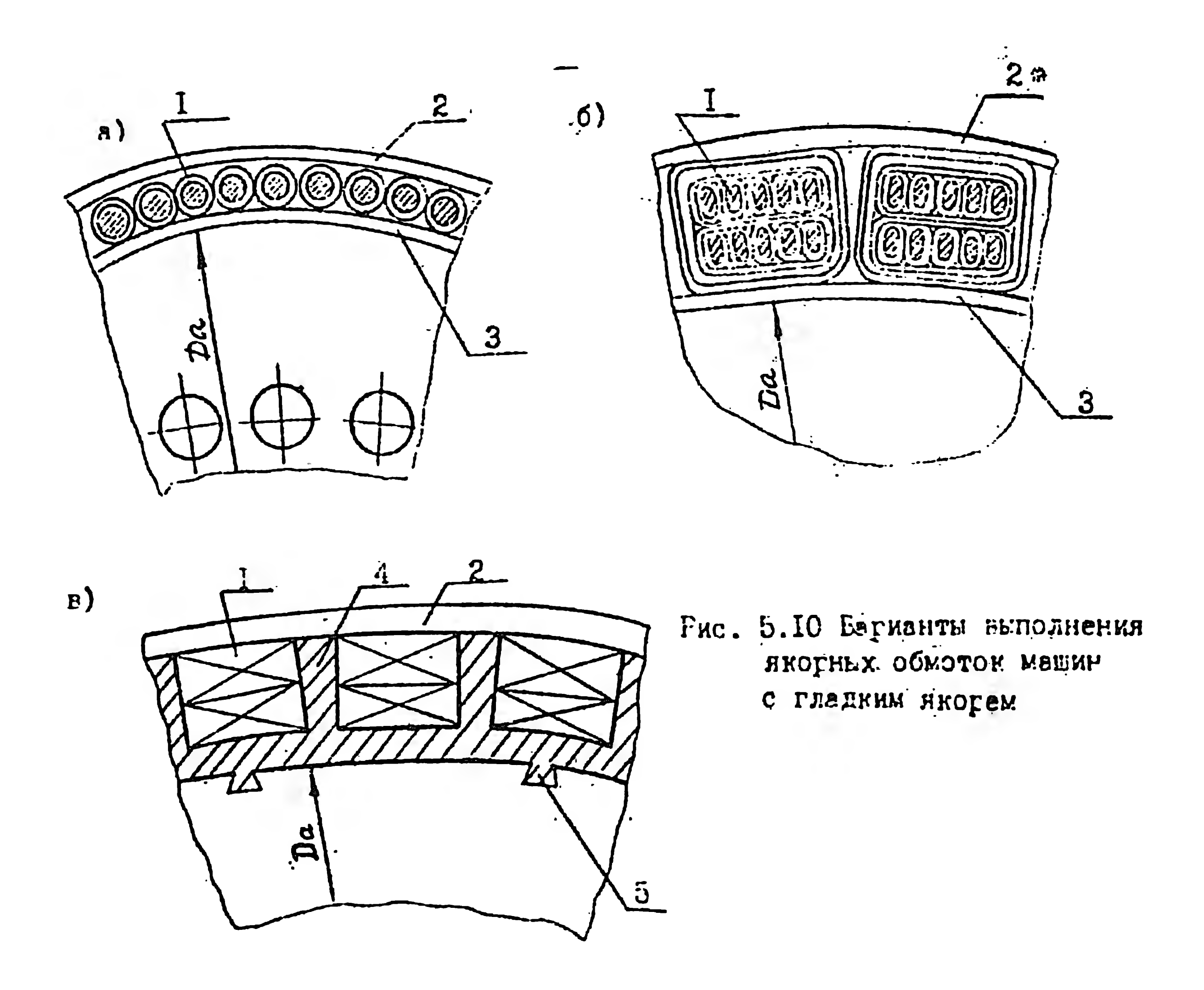


Рис. 5.10 Варианты выполнения якорных обмоток машин с гладким якорем

твердили их высокие эксплуатационные свойства / 12 /.

Основные существующие способы выполнения якорных обмоток с гладким якорем представлены на рис. 5.10, где введены следующие общие обозначения: I – проводники обмотки якоря; 2 – стеклобандаж; 3 – изоляционный слой на сердечнике; D_a – диаметр якоря. Первый способ, по которому обмотка укладывается на изолированный якорь, проиллюстрирован рисунками 5.10,а и б. Причем, на первом из этих рисунков показано выполнение якорных обмоток МПТ мощностью до 20 кВт. В указанных выше тяговых машинах, для якорной обмотки применяют проводники прямоугольного сечения, которые собирают в катушки, размещенные на якоре в соответствии с рис. 5.10,б.

Первый способ выполнения якорных обмоток позволяет применять только аксиальную вентиляцию. Кроме того, обмотка в этих случаях выполняется однослойной в активной части (по длине якоря) и двухслой-

ной в лобовой части. В качестве примера принцип выполнения двухслойного расположения лобовых частей машины НБ-504А иллюстрирован рис.5.II.

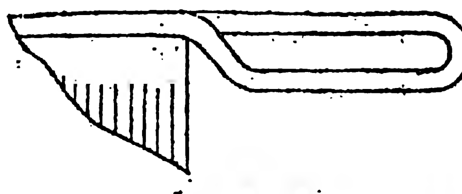


Рис. 5.II Выполнение лобовых частей обмотки якоря машины НБ-504А

По второму способу в машинах с гладким якорем мощностью свыше 800 кВт укладка обмотки, выполняемой в активной части двухслойной, осуществляется в пазы пластмассовых сегментов. Крепление якорной обмотки тягового генератора, созданного на Харьковском заводе "Электротяжмаш" и имеющего следующие данные: P = 1200 кВт, U = 550 В, n = 850 об/мин показано на рис.5.I0,в. Крепление пластмассовых сегментов (поз.4 рис.5.I0,в) на якоре данного генератора, в соответствии с проектом должно было осуществляться с помощью так называемых "ласточкиных хвостов" (поз.5, рис.5.I0,в).

Второй способ крепления якорной обмотки на гладком якоре позволяет использовать радиальную систему вентиляции, что особенно важно в крупных и предельных по мощности машинах постоянного тока.

Любой из рассмотренных случаев выполнения якорной обмотки должен обеспечивать достаточную механическую надежность крепления самой обмотки, обеспечивать монолитность механической системы "стеклобандаж-обмотка-сердечник". Для достижения этой цели в качестве обмоточной изоляции берут стеклопластики, которые после пропитки обмотки в эпоксидном компаунде горячего отвердения образуют изоляцию типа "монолит". Эта изоляция обладает высокими механическими и электроизоляционными свойствами, хорошей теплопроводностью и температурным коэффициентом линейного расширения, близким аналогичным коэффициентам для меди, стали. Следует отметить также, что в настоящее время получен новый материал - ровинг, у которого показатели механической прочности приблизительно в четыре раза выше, чем у материала стеклобандажей, применяемых при изготовлении тяговых двигателей НБ-504А.

Естественно, что в МПТ с гладкими якорями происходит значительное увеличение зазоров под полюсами по сравнению с соответствующими МПТ, имеющими зубчатые якоря. Под главными полюсами зазоры увеличиваются в (3,5 - 5,5) раза. Это обстоятельство имеет как положительные, так и отрицательные последствия. К положительному следует отнести значительное уменьшение реакции якоря, что приводит к меньшему искажению поля в зазоре под ГП и, в конечном итоге, к улучшению рас-

пределения напряжения между смежными коллекторными пластинами. Оказалось, что даже в двигателе НЬ-504А мощностью 790 кВт не нужна компенсационная обмотка, без которой он и был изготовлен.

С другой стороны, увеличение зазора в (3,5 - 5,5) раз требует увеличение намагничивающей силы главных полюсов F_B в (2 - 3,5) раза. Это приводит к серьезным трудностям с размещением обмоток возбуждения и требует целого ряда конструктивных решений. Например, можно поднять индукцию в сердечнике ГП от 1,6 Тл = предельного значения при зубчатом якоре и обусловленного недопустимостью насыщения зубцов якоря, до значения 1,9 Тл, что позволит выполнить сердечник ГП более узким, тем самым увеличив объем для размещения обмотки возбуждения.

Увеличение намагничивающей силы возбуждения приводит к увеличению потоков рассеяния ГП. Коэффициент рассеяния главных полюсов МПТ с гладким якорем лежит в диапазоне (1,25 - 1,5).

Отсутствие зубцов на якоре приводит к тому, что называемой по аналогии с зубчатым якорем поток пазового поля рассеяния замыкается, в основном, по воздуху. При этом удельная проводимость для пазового потока λ_n уменьшится в (2 - 7) раз, а средняя результирующая проводимость паза ξ, во многом определяющая значение реактивной ЭДС секции E_r, уменьшится в (2 - 3) раза. В некоторых машинах, из-за очень маленькой величины E_r, можно отказаться от применения дополнительных полюсов.

Таким образом, главной особенностью (или преимуществом) МПТ с гладким якорем является улучшение коммутации. Действительно, как показали экспериментальные исследования, проведенные для тяговых двигателей [12], ширина ОБР значительно выше у машин с гладким якорем, чем у соответствующих машин с зубчатым якорем. Следует также отметить, что в машинах с гладким якорем нет самостоятельно коммутируемых секций, т.е. коэффициенты демпфирования G_p практически одинаковы для всех секций, что значительно облегчает настройку коммутации (см.табл.4.1).

Снижение реактивной ЭДС в машинах с гладким якорем позволяет выполнить ее на меньшем диаметре D_a, но с большей длиной. Уменьшение D_a дает возможность снизить маховой момент GD^2, что повышает быстродействие машины в системах управляемого электропривода.

По сравнению с машинами, имеющими зубчатые якоря, в МПТ с гладким якорем возникают новые, дополнительны потери в проводниках якор-

ной обмотки $P_{маg}$. Они обусловлены тем, что в проводниках якорной обмотки, лишенных экранирующего действия стальных зубцов и при движении в неоднородном поле, т.е. в области действия боковых потоков главных и добавочных полюсов, наводятся вихревые токи. Потери от вихревых токов $P_{маg}$ в массивных проводниках могут достигать значения основных потерь в меди обмоток, а иногда и превышать их.

Для уменьшения потерь $P_{маg}$ необходимо подразделять проводники якорной обмотки. Ответ на вопрос, как производить подразделение, можно дать с помощью рис. 5.12. Вектор индукции $\bar{B}$ неоднородного поля в любой точке имеет радиальную $\bar{B}_\delta$ и тангенциальную $\bar{B}_т$ составляющие (см.рис. 5.12,а), причем $B_т$ может достигать значения, равного (15 - 20)% от B_δ. Из рис. 5.12,б, на котором для примера показано по одному контуру вихревого тока от составляющих $\bar{B}_т$ и $\bar{B}_\delta$, видно, что для уменьшения добавочных потерь, вызванных радиальными составляющими полей главных и добавочных полюсов, необходимо выполнить подразделение проводников по ширине, а для уменьшения потерь от тангенциальных составляющих - подразделение проводника по высоте. Уменьшить тангенциальную составляющую поля, а значит и потери, обусловленные ею, можно путем скоса полюсных башмаков.

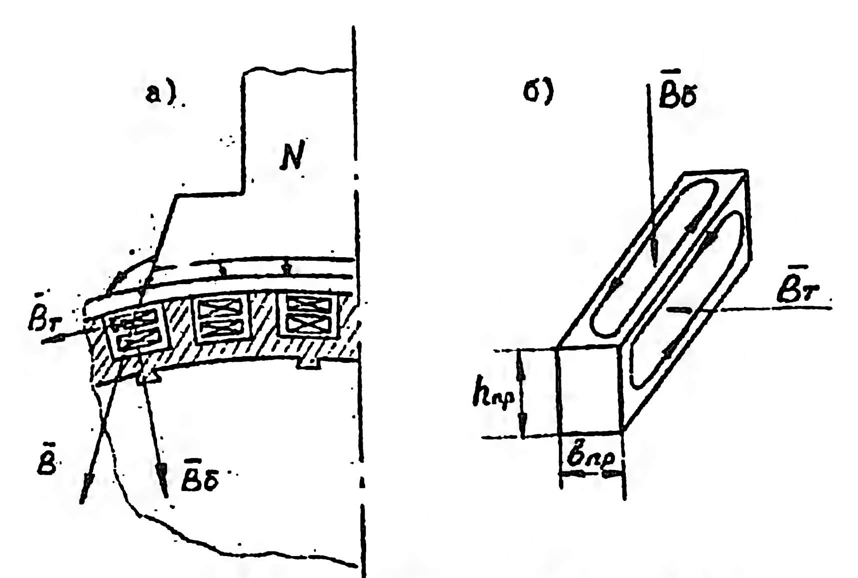


Рис. 5.12 К определению распределения вихревых токов в проводнике обмотки якоря.

Добавочные потери $P_{маg}$ зависят от квадрата окружной скорости якоря V_a. Расчетом показано, что, подразделяя проводники на элементарные и применяя простейшую транспозицию, при скорости $V_a \leq$ (30 - 35) м/с можно получить потери $P_{маg}$ не более (0,5 - 1,0)% $P_н$. При больших значениях V_a добавочные потери чрезмерно возрастают и применение гладкого якоря с обычной конструкцией обмотки становится нерациональным. В быстроходных машинах, имеющих тяжелые условия коммутации, применение гладкого якоря возможно в случае выполнения обмотки якоря из специального многожильного кабеля с транспозицией проводников.

ЛИТЕРАТУРА

1. Рабинович И.Н., Шубов И.Г. Проектирование электрических машин постоянного тока. - Л.: Энергия, 1967.

2. Миничев В.М., Плюснин И.Л., Рыков Н.Я. Технический уровень крупных электродвигателей постоянного тока и пути его повышения. "Электросила", 1983. № 35.

3. Справочник по электрическим машинам/ Под общей редакцией Копылова И.П. и Клокова Б.К. - М.: Энергоатомиздат, 1988. Т.I.

4. Костенко М.П., Пиотровский Л.М. Электрические машины. - Л.: Энергия, 1973. Ч.I.

5. Вольдек А.И. Электрические машины. - Л.: Энергия, 1978.

6. Лемберг А.Я. Исследование двухходовых несимметричных петлевых обмоток при помощи потенциальных многоугольников. - Электромеханика, 1960. № 6.

7. Ипатов П.М. Многоходовые обмотки якорей электрических машин постоянного тока. - М.: Наука, 1965.

8. Метод расчета реактивной ЭДС и добавочных коммутационных потерь в обмотке якоря машин постоянного тока/ Латышева В.А., Мещенина М.П., Пашкевич В.И., Фетисов В.В. - Электричество, 1982. № 3.

9. Толкунов В.П. Теория и практика коммутации машин постоянного тока. - М.: Энергия, 1979.

10. Мещенина М.П., Пашкевич В.И., Фетисов В.В. Оценка демпфирующих свойств обмотки якоря машины постоянного тока при коммутации. - Электричество, 1983, № 6.

11. Метод расчета процесса коммутации в машинах постоянного тока с учетом вихревых и контурных токов обмоток якоря / Давидчук Г.А., Луткин Е.М., Пашкевич В.И., Фетисов В.В. - Электротехника, 1983. № 5.

12. Бочаров В.И. Беспазовые тяговые электродвигатели постоянного тока. - М.: Энергия, 1976.

ОГЛАВЛЕНИЕ

МАШИНЫ ПОСТОЯННОГО ТОКА
СРЕДНЕЙ И БОЛЬШОЙ МОЩНОСТИ

Учебное пособие

Виктор Владимирович Фетисов
Геннадий Афанасьевич Давидчук

Редактор Л.А.Сафронова

Подписано к печати 27.I2.9I.Формат 60х84/I6. Бумага тип № 3.
Печать офсетная. Усл.печ.л.6,25. Уч.-изд.л. 6,25. Тираж 500.
Заказ 595. Цена I ~~руб. 20 коп.~~
Издание ЛГТУ. I9525I, Санкт-Петербург, Политехническая, 29.
Отпечатано на ротапринте ЛГТУ. I9525I Санкт-Петербург, Политехническая, 29